



室蘭工業大学

学術資源アーカイブ

Muroran Institute of Technology Academic Resources Archive



室蘭工業大学研究報告. 理工編 第9巻第3号 全1冊

メタデータ	言語: eng 出版者: 室蘭工業大学 公開日: 2014-05-16 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/10258/2964

(ISSN 0580-2415)
(CODEN:MKDKBC)

室 蘭 工 業 大 学

研 究 報 告

理 工 編

第 九 卷 第 三 号

昭和五十三年十一月

MEMOIRS
OF
THE MURORAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY
Science and Engineering

VOL. 9 NO. 3
Nov. 1978

MURORAN HOKKAIDO
JAPAN

Editing Committee

S. Takeuchi	President	<i>Chairman of the Committee</i>
K. Orikasa	Prof.	<i>Electrical Engineering</i>
N. Takeno	Prof.	<i>Industrial Chemistry</i>
Y. Sawada	Prof.	<i>Mineral Development Engineering</i>
S. Ozaki	Prof.	<i>Civil Engineering</i>
C. Mizuno	Prof.	<i>Mechanical Engineering</i>
K. Ikawa	Prof.	<i>Metallurgical Engineering</i>
H. Yanai	Prof.	<i>Chemical Engineering</i>
K. Kikuchi	Prof.	<i>Industrial Mechanical Engineering</i>
M. Obata	Prof.	<i>Architectural Engineering</i>
S. Hara	Prof.	<i>Electronic Engineering</i>
Y. Takeuchi	Prof.	<i>Literature</i>
N. Kojima	Prof.	<i>Science</i>
T. Watabe	Prof.	<i>Mechanical Engineering (Evening Session)</i>
M. Yoshida	Prof.	<i>Chief Librarian</i>

All communications regarding the memoirs should be addressed to the chairman of the committee.

These publications are issued at irregular intervals. They consist of two parts, Science and Engineering and Cultural Science. When they amount to four numbers, they form one volume.

室蘭工業大学研究報告 第九卷 第三号

理 工 編

目 次

ガスプラズマによる Si 及び SiO ₂ 膜のエッチング……………	小椋南野原 山原条村 義淳 進	聡則 二滋 一	3 (1) 623
光電気化学セルを用いた水素発生の研究 (II) ……………	齊栗南野原 藤田条村 雅典 淳 進	之明 二滋 一	3 (9) 631
橋梁の歴史的変遷とその発達動向について (4) 美学, 力学, 災害の史的変遷と発達上の問題……………	中 村 作太郎		3 (17) 639
Basic Research on an Application of Geometric Programming to Sequential Unconstrained Minization Technique……………	杉 本 博 之		3 (47) 669
多孔整流設備による接触高速凝集沈殿池 の水流整流に関する研究……………	穂 積 準		3 (57) 679
金属水酸化物スラリーの沈降特性に関する研究 (I) ……	穂河 積野 芳	準宣*	3 (71) 693
小型風車に関する実験的研究 第 1 報……………	奥織松山 田笠田岸 教桂太 敏彦明	海郎 彦明	3 (85) 707
Combustion Characteristics of Methanol Fueled Carburettor Engines ……………	林 澤 重 則 信 弘*		3 (93) 715
放射熱伝達の解析 第 1 報 内部発熱, 対流熱伝達と共存する 場合の解析 ……………	媚 山 政 良		3 (113) 735
ねじ結合のゆるみに関する研究……………	齊 当 建 一		3 (135) 757
霜層の熱伝導率と水蒸気拡散について……………	戸 倉 郁 夫 齊 藤 絃 和 岸 浪 本	夫 機 夫	3 (145) 767
液流切換素子の利用可能範囲……………	山 下 光 久 久 保 田		3 (155) 777

Devices for Mathematical Ratiocination	紀國谷 芳 雄	3 (163) 785
Several Further Extention Criteria	岩 田 一 男	3 (171) 793
bcc 金属单結晶の切削機構について	山 村 秀 美 菊 地 千 之	3 (179) 801

ガスプラズマによる Si 及び SiO₂ 膜のエッチング

小山 聡・梶原義則・南条淳二・野村 滋・原 進一

Gas Plasma Etching of Si and SiO₂ Films

Satoshi Koyama, Yoshinori Kajiwara, Junji Nanjo, Shigeru Nomura
and Shin-ichi Hara

Abstract

The dependence of etching depth on the positions and on the quantity of materials to be etched, for plasma etching, has been investigated. When N identical wafers of silicon are etched simultaneously, the etching depth is subject to the following experimental formula $D = 9600N^{-0.79}(\text{\AA})$, where D is etching depth and N is the number of identical wafers. It has been shown that for uniform etching of all wafers, spaces between wafers need over 2.5 cm.

Plasma etching characteristics of anodically oxidized silicon and thermally grown silicon dioxide are studied compared with the conventional chemical etching. Etching rate of anodically oxidized silicon in plasma etching is smaller than that of the thermally grown silicon dioxide, but in chemical etching, this relation becomes reverse. It has been suggested that the presence of the water molecules and OH radicals in the anodic oxide films prevents the role of fluorine radicals (F^*) in plasma.

I. ま え が き

最近の半導体工業は LSI の製造から超 LSI の製造へと移行しようとしている。そのための技術が次々と開発されており、パターンを微細化する為の電子ビーム露光技術や選択的エッチングをする為のドライエッチング処理技術も開発の課題の 1 つとなっている⁽¹⁾。ドライエッチング処理技術は従来のウェットエッチング処理技術に対して多くの利点を有しており⁽²⁾、マスク製造プロセスや Si₂N₄ 膜エッチングプロセス等において、すでに一部実用化されている。ドライエッチングにはプラズマ方式、スパッタ方式、イオン方式がある。プラズマ方式では、フロン系（一般には CF₄ を使用する）ガスを使用し、Si のエッチングはガス中でプラズマ励起されたフッ素ラジカル (F^*) が Si と反応し、SiF₄ ガスとなることから達成されると考えられている。現在、ガスクロマトグラフィーや質量分析器等でその反応機構や反応生成物の解析が進められているが、まだ明確にはされていない。また、プラズマを発生させる条件や発生させる方式、チャンバーの形、ガスの種類によりエッチング特性が変わることが知られている⁽³⁾⁽⁴⁾。

そこで、本研究ではフロン 14 ガス (CF₄) を用いて、多数の基板を均一にエッチングする条件をガスの流れを観察し求めた。また、シリコン熱酸化膜はオーバーエッチのストッパーと

して重要な働きをすることが知られているが、本研究では陽極酸化膜についてのエッチング特性を調べ、熱酸化膜の場合と比較し検討した。

II. 実験方法

II-1 試料準備

基板は全て Si p-n-n⁺ エピタキシャル (III) 面のものである。エッチングされる Si はエッチングする前に脱イオン水、メチルアルコール、トリクロロエチレン、メチルアルコールの順に3回ずつ洗浄し、最後にフッ酸処理をした。酸化膜についてはこの Si 基板を以下に示す3つの方法で生成した。

II-1-A 陽極酸化膜

電解液として、テトラヒドロフルフリルアルコール (THFA) に硝酸カリウム (KNO₃) を加えて 0.04 規定としたものを使用し、電解液中の含水量をカール・フィッシャー水分測定器で測定した。酸化は電流密度 3 mA/cm² の定電流法により行ない、形成電圧 300 V まで膜成長させた。膜厚は 1750 Å である。

II-1-B 水蒸気による熱酸化膜

開管法で蒸留水温度を約 35°C とし、キャリアガスに窒素ガスを用い、流量 100cc/min を用いて熱酸化膜を形成した。形成温度 1000°C、形成時間 3 時間で膜厚は 1800~2300 Å であった。

II-1-C 乾燥酸素による熱酸化膜

水蒸気による熱酸化と同様に開管法で行ない、酸素ガスを濃硫酸に通し水分を除去した後、炉心管に 580cc/min の流量で流した。形成温度 1050°C、形成時間 3 時間で膜厚は 1800~2500 Å となった。

II-2 エッチング及びエッチングの深さ測定

プラズマエッチング装置は東京応化製の PM-ES であり、装置及びチャンバーの構造は図 1 のようになっている。石英でできているチャンバーの内に規則的に穴のあいたアルミニウム管が挿入された二重管励起形である。これはチャンバーの外側からかけられる電界をシールドし、アルミニウム管の小孔からガスが均一に流れ込むことを目的としたものである。印加電力の使用周波数は 13.56 MHz である。ポートは基板の面を電界に対して垂直になるように固定するこのことができ

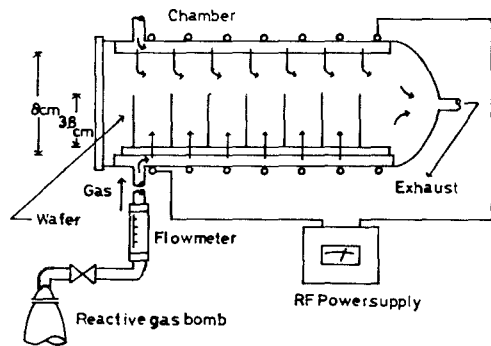


Fig. 1 Schematic of gas plasma etching system

る。基板を固定するボートの溝は 43 個あり、各溝は 5 mm 間隔に刻まれている。シリコン基板のエッチングの深さはフォトレジストを塗布して、エッチングを阻止した部分とエッチングされた部分との段差を干渉顕微鏡によって測定した。酸化膜のエッチング特性は酸化膜の膜厚を本研究室で試作されたエリプソメーターにより測定し、エッチング前後の膜厚測定からエッチングの深さを計算している。基板上的膜厚測定位置は 1 枚の基板のエッチング深さ分布を調べる以外は基板の中央にとった。

III. 実験結果及び考察

III-1 反射電力特性

プラズマエッチング装置の最も効率の良い作動条件を調べるには反射電力特性を求める必要がある。チャンパーにはパワーコントロールで調整された高周波電力がかかるが、実際にチャンパーに供給される電力は高周波電力からロス分の反射電力を引かなければならない。従ってガスを効率良くプラズマ化するには反射電力が小さいほど良い。図 2 には、各印加電力におけるチャンパーのガス圧対反射電力の関係を示す。印加電力が増加するに従い反射電力の最小値はガス圧の高い方に移動し、値も小さくなっている。この結果からエッチング条件として、印加電力を 200 W、ガス圧を 0.25 Torr とする条件を採用することにした。以後の実験は全てこの条件である。

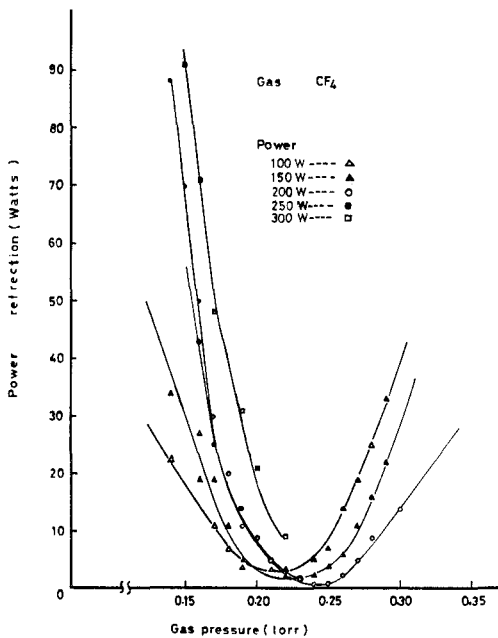


Fig. 2 Power reflection vs. gas pressure

III-2 基板枚数を変えた場合のエッチング特性

チャンパー内でガスのプラズマ化により発生する F* の量はガス圧に対応した一定な値

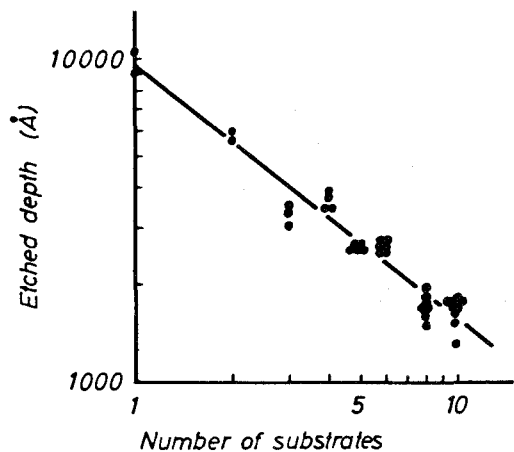


Fig. 3 Freon-14 gas plasma etching for Si : 200 Watts, 0.25 Torr, 10 minutes

を持つと考えられる。従ってチャンパーに負荷する基板が増加すれば、エッチング量はそれだけ減少することが予想される。図3はそれぞれの枚数に対して、その基板をチャンパー内に均等に配置し、エッチングしたときのものである。エッチングの深さは基板の枚数に対して対数的に減少している。この直線を式で書き表わすと次式のようになる。

$$D = 9600 N^{-0.79}$$

ここでDはエッチングの深さ (Å) であり、Nは基板の枚数である。基板の面積をSとすると単位面積当たりのエッチングの深さD'は

$$D' = D/NS = (9600/S) N^{-1.79} \quad (\text{Å}/\text{cm}^2)$$

となる。これより基板の単位面積と反応するF*の量は基板枚数の1.79乗で減少することが明らかになった。

III-3 基板間隔を変えた場合のエッチング特性

ガスを使用する限り基板付近のガスの流れはエッチングに重要な役割を果たす。従って、互いの基板間の距離やポート上の基板の位置もエッチング特性の重要な要因と考えられる。そこで3枚の基板を用意し、先ずZone Iの場合(図4), 基点に先頭の基板を置き図5の如く2枚目、3枚目の基板の間隔を拡げてエッチングをしたときの特性を調べた。次に同様な方法でII, III, IVの各Zoneについても調べた。結果は図6, 7, 8, 9に示す。

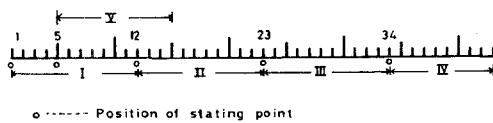


Fig. 4 Distribution of Zone in holder

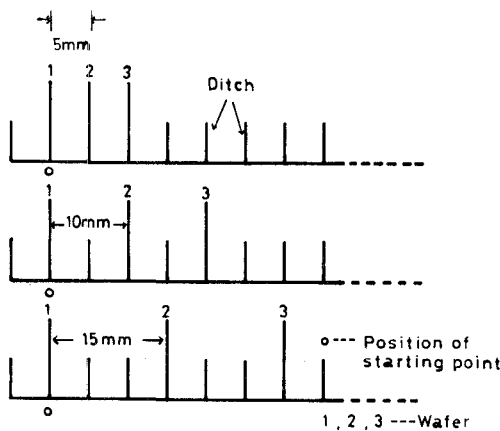


Fig. 5 How to set up wafer in holder

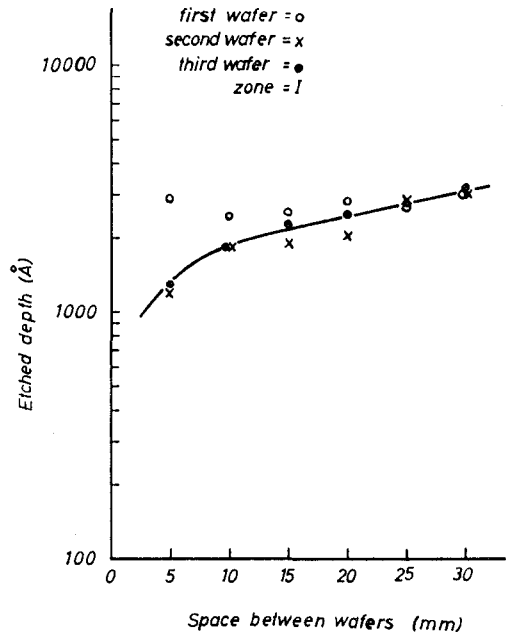


Fig. 6 Etched depth for Si wafer on zone I
Measurement position = A (Refer Fig.10)

各 Zone とも基板間隔が増加するのに伴い、エッチング深さは指数関数的に増加している。多数の基板を一度にエッチングする場合、先頭の基板は通常 Zone I 内に配置されることを考慮すれば、基板間隔を 2.5cm 以上にすれば十分均一にエッチングされる。先頭の基板については基板間隔を広げてもエッチングの深さには大きな差はない。これらのことより、基板と反応する F* は基板間隔が狭いと手前の基板によりガスの流れが防げられ基板の裏側あるいは次の溝にある基板の表面への回り込みが少なくなり、またチャンパー周辺部からの基板間への入り込みも同様に少なくなる。一方間隔が広がるにつれて基板の影響が薄れ、各基板の単位面積当たりと反応する F* の量は一定量に近づくと考えられる。

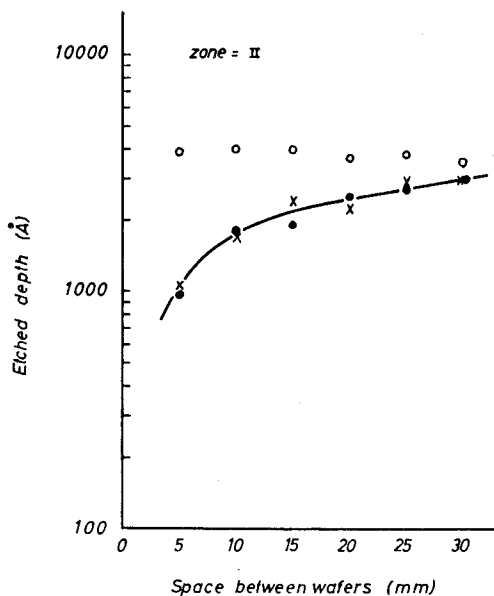


Fig. 7 Etched depth for Si wafer on zone II
Measurement position = A

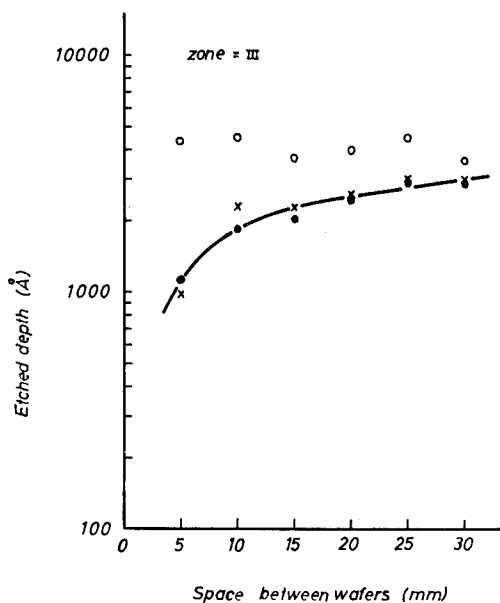


Fig. 8 Etched depth for wafer on zone III
Measurement position = A

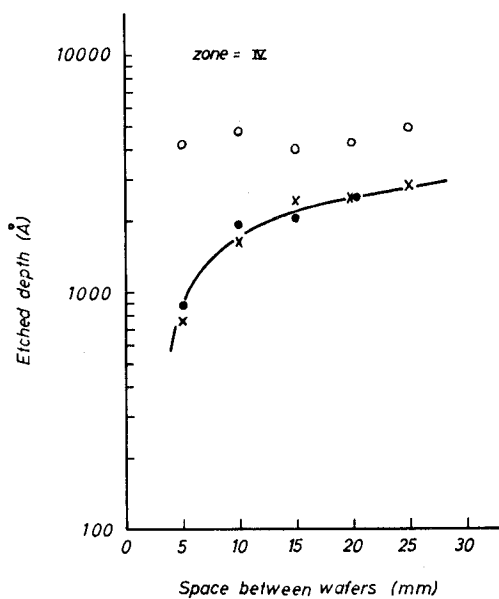


Fig. 9 Etched depth for wafer on zone IV
Measurement position = A

III-4 基板の位置を変えた場合のエッチング特性

次に Zone I, II に重複する Zone V を設け (図 4), 基板 3 枚を用いて先頭基板を Zone V の基点に置き, 基板間隔を 2.5cm としてエッチングした。この結果と前実験の同間隔のエッチングデータを加えて, 各 Zone の基点に置かれた先頭基板のデータと 2, 3 枚目のデータに 2 分しプロットしたのが図 10 と図 11 である。先頭基板のエッチングの深さはチャンバーの奥に配置されるにつれて大きな値をとる。2, 3 枚目の基板ではエッチングの深さはポート上の Zone の場所に無関係に均一にエッチングされている。また一枚の基板内でのエッチング深さの分布は上部 (D) が最もエッチングされ, 中央部 (A) 及び下部 (B) が最もエッチングされず, 右端 (C), 左端 (E) がこれらの中間となっている。ガスが円筒管内で流れるとき, その流れは中央部が最も速く円筒の側面付近が最も遅いと考えられる。ポート上に基板を設置した場合, 使用した基板では基板上部がチャンバーの中央付近に位置していることからこのような結果が得られたものと思われる。

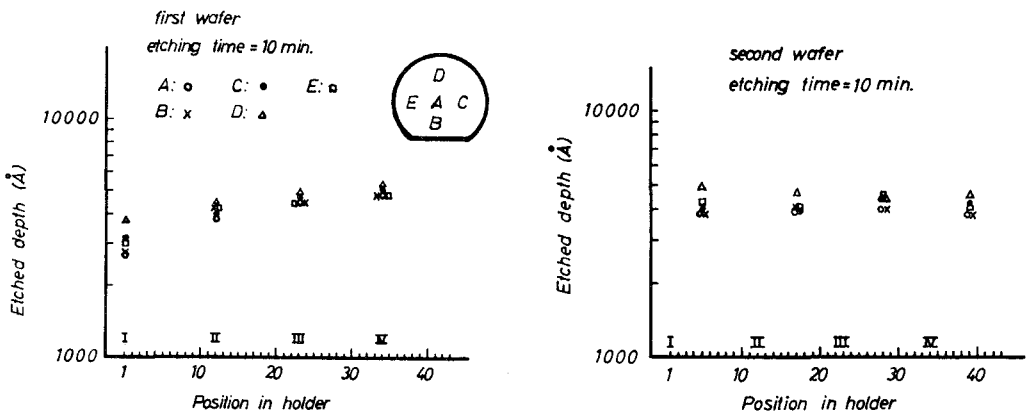


Fig.10,11 Etching characteristic for each position on water by etching three Si wafers in each zone of holder, Space between wafers = 2.5 cm

III-5 シリコン陽極酸化膜及び熱酸化膜のエッチング特性

陽極酸化膜, 水蒸気による熱酸化膜, 乾燥酸素による熱酸化膜を 2 枚ずつ用意し, 計 6 枚と定めそれらの基板間隔を 2.5cm とし先頭基板を図 4 の Zone V の基点に合わせてエッチング特性を調べた。その結果を図 12 に示す。またこれらの酸化膜のプラズマによるエッチ速度と緩衝エッチ液による化学的エッチの場合のエッチ速度を表 1 に示す。

赤外吸収特性でシリコンと酸素の非対称伸縮振動によって起こる 1100cm^{-1} の吸収帯で, ピーク位置は無水陽極酸化膜では 1030cm^{-1} , 熱酸化膜では 1080cm^{-1} であると報告されている⁽⁵⁾。よって, シリコンと酸素との結合エネルギーは無水陽極酸化膜の方が熱酸化膜より小さいことからエッチ速度は無水陽極酸化膜の方が大きくなると予想された。それは膜中の水分子や

Table. 1 Etch rate
Buffer etch solution 10cc HF
(58%)
100cc NH₄F solution (1 Pound
NH₄F/680cc H₂O)

	Plasma Etching	Buffer Etching
Anodic SiO ₂ (0wt%)	16.5 Å/min	8.8 Å/sec
Wet SiO ₂	18.9 Å/min	7.3 Å/sec
Dry O ₂ SiO ₂	24.5 Å/min	6.8 Å/sec

OH 基の量が多ければ多いほど膜の緻密性が悪くなり上記の赤外特性に示されるようにシリコンと酸素の結合エネルギーも小さく化学エッチングがされやすくなるためである。し

かし、結果は全く逆になっている。陽極酸化膜や水蒸気による酸化膜はこの水分子や OH 基が膜中ばかりでなく、膜表面にも高濃度に水分子や OH 基が存在していると考えられている⁽⁶⁾。水蒸気による酸化膜では当然これら水分子や OH 基が存在すると考えられるが、陽極酸化膜の場合使用した電解液でも最低 0.24%の水を含んでいることがわかり、また熱酸化膜は均質であるのに対し陽極酸化膜は多層構造であることから、多量の水分子や OH 基が存在し、これらが化学エッチの速度を速めている。これに対してガスプラズマエッチングの場合、これら水分子や OH 基が F* を消費し、またシリコンとの反応を遅らせているものと思われる。

IV. ま と め

本研究により次のことがわかった。

IV-1 ガスの流れ

ボート上で基板の位置を変化させたときのエッチング特性と 1 枚の基板上的エッチングの深さ分布より、ガスの流れはチャンパーの中央部が最も速く側面部で最も遅くなる。また基板付近のガスのみだれ方は、ガスの基板裏側への回り込みやチャンパー側面からくるガスの為、非常に複雑である。これらガスのみだれによる基板同志のエッチング深さの不均一性を防ぐには、基板間の距離を 2.5cm 以上にする必要があることがわかった。

IV-2 フッ素ラジカルと水分子, OH 基

3 種類のシリコン酸化膜のガスプラズマエッチング特性において、水分子や OH 基を多量に含む陽極酸化膜が他の 2 種類の熱酸化膜よりエッチングが遅いことから、陽極酸化膜のガスブ

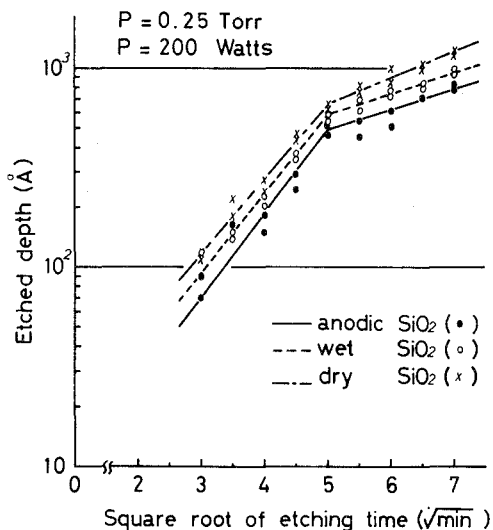


Fig. 12 Etched depth vs. Etching time

ラズマエッチングではF*が水分子やOH基によって消費され、その為にエッチング量が他の熱酸化膜より減少するのではないかと考えられる。

今後、上記の考察をさらに深めるにはチャンバーの模形を作りガスの流れを観察したり、陽極酸化膜中の含水量を変えた場合のエッチング特性を調べる必要があると思われる。

(昭和53年5月20日受理)

文 献

- 1) 神野清勝・松元保男・猪股末吉：電気化学 44, (3) 204 (1976)
- 2) 阿部東彦・西岡久作・小宮啓義：電子通信学会技術研究報告 SSD-76-7 (1976)
- 3) 堀池靖浩・柴垣正弘：電子材料 15, (2) 48 (1976)
- 4) 園部幸夫・榎本龍弥：電子材料 14, (2) 58 (1975)
- 5) K. Sato: J. Electrochem. Soc. 117, (8) 1065 (1970)
- 6) 南条淳二・野村 滋・原 進一：電子通信学会技術研究報告 CPM 73-49 (1973-07)

光電気化学セルを用いた水素発生の研究 (II)

斉藤雅之・栗田典明・南条淳二・野村 滋・原 進一

Investigation of Hydrogen Production with an Electrochemical Photocell (II)

Masayuki Saito, Noriaki Kurita, Junji Nanjo, Shigeru Nomura
and Shin-ichi Hara

Abstract

The behavior of TiO_2 electrodes in photocell has been studied for improving Hydrogen production efficiency. The resistivity of the electrodes has been varied between 2.07 to 145 ohm-cm. It has been observed that the saturated current density depends on the resistivity, and that there exists an optimum resistivity about several tens of ohm-cm. The electrode with the resistivity of 32.8 ohm-cm showed the greatest photocurrent density ($800 \mu\text{A}/\text{cm}^2$). From the measurement of Hall effect, the Debye length of this electrode was estimated to be an order of 10^{-5}cm .

In n- TiO_2 /1N NaOH//1N H_2SO_4 /Pt system, the rising voltage (V_{eq}) at anode shifted in the negative direction, while the Hydrogen production voltage (V_h) at cathode shifted in the positive direction and this system showed the greatest band bending (b_n) and increase of Hydrogen production.

In p-Si cathode system, Hydrogen production efficiency was not better compared with that of Pt cathode system.

The electrodes of n- TiO_2 films, which were prepared by thermal oxidation, anodic oxidation, and chemical vapor deposition (CVD) method, have also been investigated. The characteristics of the electrodes formed by thermal oxidation and CVD method showed the similarity to those of the single crystal TiO_2 electrodes.

I. ま え が き

石油資源の枯渇によるエネルギー危機が警告されており、水素は現行の石油を中心とするエネルギー体系にかわるクリーンエネルギー体系の1つとして注目され、水素発生に関する研究が各方面で行なわれている。水素を安価に製造する方法は種々検討されているが、太陽エネルギーを利用することにより水素を発生させるものに、本多・藤嶋効果¹⁾として知られている方法がある。これは半導体-水溶液界面に太陽光を照射することにより電気エネルギーに変換し、この起電力により水を電気分解し、化学的エネルギーとして水素を生成するものである。

半導体-水溶液界面についての本格的な研究は1955年、Brattain²⁾等によりGe単結晶を用いて研究が行なわれたのが最初である。1969年、東大の本多、藤嶋両氏はn- TiO_2 電極の挙動を調

べているが、その中でn-TiO₂の光照射における反応は従来知られていた半導体電極の溶解反応ではないことを明らかにし、またこの反応は水素発生の平衡電位より卑な電位で起こり、光増感電解酸化と呼ばれる反応であると報告された。我々は前回³⁾、半導体の光化学的效果による水素発生について電解液のpHを変化させることにより、効率を改善できることを報告した。本報告では単結晶n-TiO₂の比抵抗を変化させた場合、対極に白金のかわりにp-Siを用いた場合、また単一溶液を使用した単一セルではなく、二種の溶液を用いる二槽セルを使用した場合の各々についてこれらが水素発生の効率に及ぼす効果を調べた結果を述べる。

また実用上の観点からは経済的で、大面積化が可能である半導体薄膜の作製とその研究が必要となっている。1975年、本多・藤嶋等⁴⁾がブンゼンバーナーを用いた熱酸化法によりTiO₂薄膜を形成し実験を行ない、この膜に光増感性があることを示している。我々はn-TiO₂薄膜を熱酸化法、陽極酸化法、Chemical Vapor Deposition法の三つの異なった方法により作製し、得られた膜の光増感性についての基礎的な性質を各々比較しながら調べたのでこれらも合わせてここに報告する。

II. 実験方法

II-1 単結晶電極³⁾

単結晶n-TiO₂は純度99.99%、(001)面で厚さ約1mm、面積約2cm²のものを用いた。表面はカーボランダム#2000でラッピング後アルミナ0.3μでポリッシングし、鏡面とした。市販のTiO₂単結晶は比抵抗が10¹¹Ω-cmオーダーと高いため比抵抗を下げる目的で真空中(10⁻⁴~10⁻⁵Torr)で、温度700°C~900°C、処理時間を30分~3時間として熱処理を行ない、2.07~145Ω-cmの間の比抵抗を有する電極を得た。オーミックコンタクトは裏面をラッピング後Inを蒸着し銀ペーストで銅線を接続することによって得た。試料表面以外はエポキシ樹脂でシールドした。

P型Si電極は比抵抗が10数Ω-cmのものでこれを洗浄後、2HF:4HNO₃:1CH₃COOHのエッチング液を用いてエッチし鏡面にした。裏面はアルミニウムを蒸着し、銀ペーストで銅線を接続した。TiO₂電極同様に表面以外はエポキシ樹脂でシールドした。

II-2 薄膜電極

基盤は厚さ0.88mmのTi板を用い、表面はカーボランダム#2000でラッピング後、アルミナ0.3μでポリッシングし、鏡面にし、以下3種の方法でn-TiO₂薄膜を形成した。

1) 熱酸化法

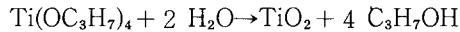
乾燥雰囲気中、及び空気雰囲気中でTiO₂薄膜を生成した。ガス流量はそれぞれ約300ml/minであった。酸化温度及び酸化時間はどちらも900°C1時間とした。生成した膜はアルミナ0.3μで再度ポリッシングし、比抵抗を下げる目的で真空中で10分間熱処理を行なった。

2) 陽極酸化方法

電解液は応用科学研究所の吉田氏⁵⁾の報告に基づき、リン酸アンモン 1% 溶液を使用し対極は白金とした。生成条件は 20 mA/cm² の定電流密度で浴電圧を 250 V として行なった。生成した膜は真空中 700°C 60 分~90 分熱処理を行なった。

3) Chemical Vapor Deposition 法 (CVD 法)⁶⁾

次式の反応により TiO₂ 薄膜が生成する。



Ti 基盤はホットプレートで 300°C に加熱し、チタンの有機物であるテトライソプロピルオルトチタネート (TiP.T) を 75°C に暖ため、また H₂O を同様に 55°C に保ち、それぞれ窒素ガスをキャリアとして Ti 基盤上に導びいた。CVD 法で得られた膜はブンゼンバーナーで 3~4 分熱処理を行ない、この行程を 3 回くり返して厚い TiO₂ 膜を作製した。

生成膜は全て X 線回折法の結果、ルチル型であることが確認された。電極は裏面に銀ペーストでリード線を接続し、表面以外が溶液に触れない様にエポキシ樹脂でシールドすることによって作製した。

水溶液は pH 4.7 KCl を標準溶液とし、pH 0.3 1 N H₂SO₄, pH 13.8 1 N NaOH を窒素ガスで溶存酸素を除去して使用した。³⁾ 電流-電圧特性は X-Y レコーダーで記録し、参照電極は飽和カロメル電極 (SCE) を使用した。n-TiO₂ 電極用光源には 400 W 東芝フォトリフレクタランプを用い、p-Si 電極には 750 W タングステンランプを使用した。³⁾

III. 実験結果及び考察

1) n-TiO₂ の比抵抗と光電流の関係⁷⁾

比抵抗 A) 2.07 Ω-cm, B) 32.8 Ω-cm, C) 145 Ω-cm の電極の代表的な電流-電圧特性を図-1 に示す。B) の電極は立ち上がり鋭く、飽和電流値も大きい理想的な特性となっている。これと比較して A), C) の電極はともに飽和電流密度が小さい。この原因について次の様に考察した。まず比抵抗が 2.07 Ω-cm と小さい A) の電極については、この値の比抵抗を得るためには酸素を十分除去することが必要で処理時間が長く、熱処理によってできる酸素欠陥が多くなるため、キャリア

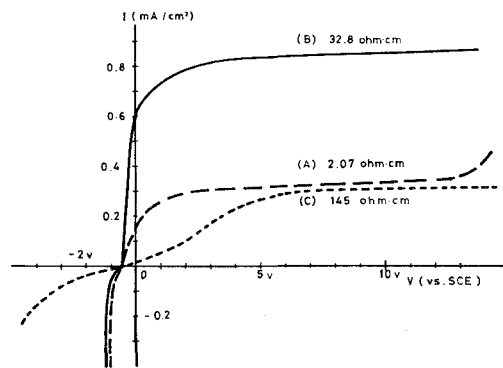


図-1 I-V (vs. SCE) characteristics

濃度が増え、フェルミ準位が上昇するとともに空間電荷層の幅が小さくなる。そのため空間電荷層内で吸収される光子数が少なく、光励起で生成するキャリア数が減少し、飽和電流密度が小さいと考えられる。

次にC)の電極は比抵抗が145 Ω-cmと高い場合であるが、この特性はB)に比較すると立ち上がりの傾きが小さく、飽和電流値も低い。この理由はTiO₂バルク内の抵抗が大きく、キャリア濃度が小さいため、フェルミ準位が下がるとともに、空間電荷層の幅が広がり、その電界強度が小さくなる。そのため光励起で生成した電子-正孔対を有効に分離することができず、再結合する確率が大きくなり、飽和電流密度が減少すると考えられる。

この様に比抵抗の大きさが飽和電流密度を含む電流-電圧特性に影響を及ぼすことがわかる。比抵抗の変化に対する飽和電流密度(5 V vs.SCE)の関係を図-2に示す。飽和電流密度の上限はほぼ図-2の曲線で与えられ、測定点はすべてこの下におさまっている。同程度の比抵抗のもので、ばらつきがみられるのは導線を取り出す際の技術的な若干の違いが影響し、これが飽和電流密度を下げていると考えられる。図-2より比抵抗10~数10 Ω-cmの電極を用いた場合に効率が良いことがわかる。本実験では比抵抗32.8 Ω-cmを有する電極が最大の飽和電流密度を示した。この時、ホール効果より測定したキャリア濃度を用いて次式から空間電荷層の幅を求めてみると10⁻⁵cmオーダーであった。

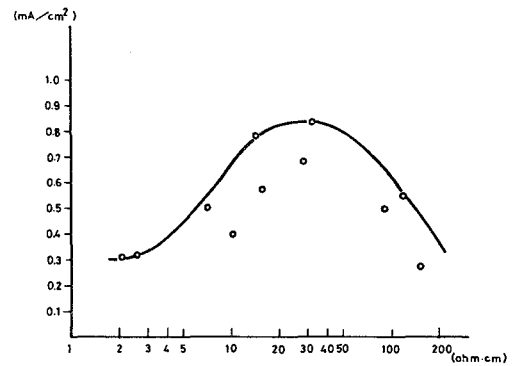


図-2 Saturated current (5V vs.SCE) vs. Resistivity

$$L = \sqrt{\frac{\epsilon_s k T}{4\pi e^2 n_0}} \quad (8)$$

L: the length of the space charge region k : Boltzmann constant ϵ_s : dielectric const.
T: absolute temperature n_0 : carrier concentration e : electronic charge

2) 溶液の pH による水素発生効率

図-3 に n-TiO₂単結晶電極と白金電極特性を示す。溶液は pH 0.3 (H₂SO₄) と pH 13.8 (NaOH) である。水素発生電位は pH 0.3 の溶液では約 -0.3 V (vs.SCE) であり、pH 13.8 の溶液では約 -0.9 V (vs.SCE) であった。I_{h1}, I_{h2} はそれぞれ pH 13.8 と pH 0.3 のときの水素発生量に対応する。ただし n-TiO₂側は NaOH (pH 13.8) を使用した。この結果、単一セルを用い、単一溶液を使用しても印加バイアスがなければ水素発生の効率は悪く、従ってバイアスを

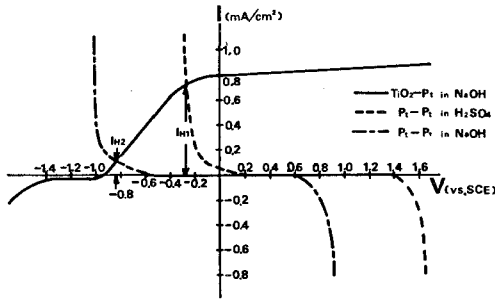


図-3 I-V Characteristics of n-TiO₂-Pt and Pt-Pt

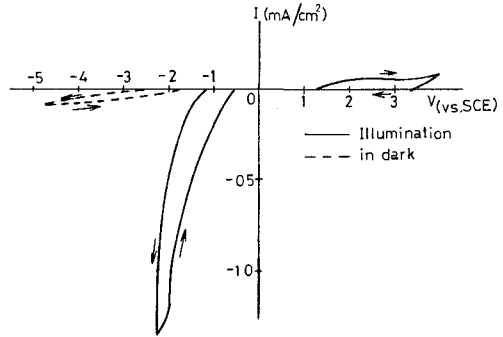


図-4 The characteristics of p-Si-Pt

印加しない場合には対極側を塩橋又はガラスフィルターで仕切った二槽セルを用い、n-TiO₂側に NaOH 溶液を、Pt 側に H₂SO₄溶液を使用すると効率が改善されることがわかった。

3) P型カソード電極

次に <n-TiO₂ | 水溶液 | p-Si> を検討した。P型半導体を溶液に浸すと、N型半導体とは逆のバンドの曲がりが生じ、カソードバイアス下で光照射により電子-正孔対が生成し、少数キャリアである電子が水溶液界面で水を還元し、水素を発生させる。図-4に p-Si-Ptの電流-電圧特性を示した。カソードバイアス側の光照射において、-1.25 V (vs.SCE) で急激に電流が流れ始め、n-TiO₂電極の様に飽和することなく、ほぼ直線的に増加し、ヒステリシス曲線を描いている。これはP型 Si がP型 Ge⁹⁾やP型 InP¹⁰⁾と同様に溶解反応を伴っていることを示している。次に n-TiO₂-Pt と p-Si-Ptの特性を重ね合わせた場合を図-5に示す。図よりP型 Si の光増感還元反応はPt電極に比べて卑な電位で起こるためPt電極より効率が劣ることがわかった。

4) 薄膜 TiO₂電極

種々の薄膜 TiO₂電極の電流-電圧特性を図-6に示す。A) は空気中で作った熱酸化膜、B) は乾燥酸素雰囲気中で作った熱酸化膜、C) は陽極酸化膜、D) はCVD薄膜である。熱酸化膜のうち、空気雰囲気中で生成した膜は乾燥酸素雰囲気中で生成した膜よりも立ちあがりも良く、単結晶での光電流値のオーダーと等しい大きな飽和電流密度を示した。この原因は薄膜生成中の空気中の水分の影響及び酸素分圧が関係していると考えられ

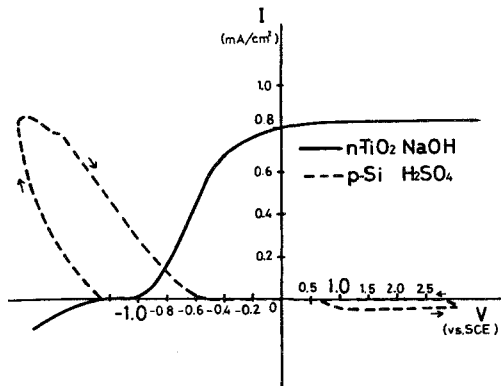
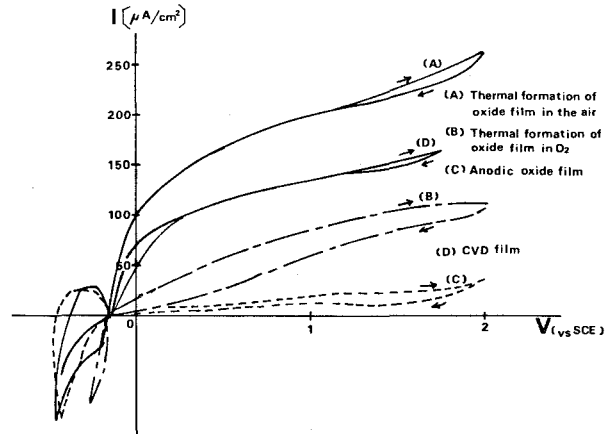


図-5 The characteristics of n-TiO₂-Pt and p-Si-Pt

る。陽極酸化膜電極は光電流がかなり小さく、あまり有望でない。これは結晶構造が完全にルチルになっていないためと考えられる。また CVD 薄膜電極の飽和電流密度は TiO_2 単結晶電極の特性の約 $1/6$ であり空气中で生成した熱酸化膜電極より幾分小さな値を示した。これはデポジットされた膜ははく離しやすく、また Ti 基盤とのフィット性が良くないためと考えられる。



図—6 I-V Characteristics

IV む す び

本研究から次のことがわかった。

(1) 単結晶 TiO_2 電極による実験

i) 半導体のキャリア濃度を大きくし、空間電荷層の幅を小さくすることにより、光励起で生成した電子-正孔対の再結合する確率をひくめ、電流値が増大する。一方、空間電荷層で吸収する光子数が減少し、生成するキャリア数が少なくなるため空間電荷層の幅には最適値が存在し、電極の比抵抗が $10 \sim 10^2 \Omega\text{-cm}$ のとき最も効率が良かった。この際、空間電荷層の幅は 10^{-5}cm オーダーであった。

ii) n- TiO_2 アノード側に NaOH 溶液を用い、Pt カソード側に H_2SO_4 溶液を用いるときに最も水素発生効率が良い。これはアノードの立ちあがり電位が卑な方向へシフトし、カソード側の水素発生電位が貴な方向へシフトするためである。

iii) P 型 Si 電極の光増感還元反応は Pt の水素発生電位より卑な電位で起こるため、Pt 電極に比較して効率が悪い。

(2) 薄膜 TiO_2 電極による実験

i) 空气中で生成した熱酸化膜による光増感特性は乾燥酸素雰囲気中での膜よりも良い光増感特性を示した。これは薄膜生成時の酸素分圧、及び水分の影響があると考えられる。

ii) 陽極酸化膜はほとんど光増感性がなかった。

iii) CVD 膜は基盤とのフィットが光電流値に影響を及ぼすと考えられる。

セルの評価法の1つとして量子収量及びエネルギー変換効率があげられるが、本実験では正確な入射光のエネルギーが測定されなかったため求められなかった。今後サーモパイル等を

使って定量的な測定をする必要がある。またホール効果によるデータを正確に求めることから空間電荷層の幅と吸収係数との対応が予想される。薄膜電極に関しては薄膜生成の最適条件について今後追求しなければならない。

本研究は水素発生に主眼をおいたため、電極安定化のためレドックス剤などの使用は考えなかった。また非溶解性の電極として TiO_2 ($E_g=3.0\text{ eV}$) を使用したが、太陽光を有効に利用するためにはバンドギャップ 1 eV 付近の電極材料が望ましく、今後さらに新しい材料の選定あるいは開発についての研究も行なっていく予定である。

(昭和53年 5月20日受理)

文 献

- 1) 藤嶋 昭・本多健一・菊池真一：工業化学雑誌, **72**, 108 (1969)
- 2) W.H.Brattain and C.B.Garrett: Bell System Techn. **34**, 126 (1955)
- 3) 栗田典明・南条淳二・野村 滋・原 進一：室工大研報, **9**, 17 (1977)
- 4) Akira Fujishima and Koichi Kohayakawa: J. Electrochem. Soc., **122**, 1487 (1975)
- 5) 吉田洪二：電子装置・電気化学・電熱, 合同研究会資料, 1977
- 6) Kenneth L. Hardee and Allen J. Bard: J. Electrochem. Soc., **122**, 739 (1975)
- 7) 栗田典明・齊藤雅之・南条淳二・野村 滋・原 進一：電気四学会北海道支部連合大会予稿集, **1977**, 169
- 8) Myamlin and Pleskov: Electrochemistry of Semiconductor p.34 (Plenum Press. New York. 1967)
- 9) 前田正雄：電極の化学, 12, 技報堂全書
- 10) 真弓周一・岩倉千秋・米山 宏・田村英雄：Denki Kagaku **44**, 339 (1976)
- 11) 菊地 裕・齊藤雅之・栗田典明・南条淳二・野村 滋・原 進一：電気化学協会北海道支部講演要旨集, **1978**, 8

橋梁の歴史的変遷とその発達動向について（４）

—— 美学，力学，災害の史的変遷と発達上の問題点 ——

中 村 作 太 郎

On the Historical Changes of Bridges and the Tendency of Their Progress (4)
The Historical Changes on the Aesthetics, the Mechanics and the Disasters
of Bridges and Some Problems on the Progress of Bridges

Sakutaro Nakamura

Abstract

The Present writer made the general investigations on the historical changes of the aesthetics, the mechanics and the disasters of bridges, and he discussed and stated in full on some problems in the development of bridges.

I. 橋梁の美学的変遷^{1)~9)}

1. 概 説

人類が橋を建造する際には、時代時代に適応した美の追求が行なわれており、原始時代より現代に至るまで、人類文化の発展・向上とともに進歩発達を重ねて来ている。すなわち、橋梁は重い荷重を支えるだけで満足されるものではなく、人間文化の発達向上にともなって、益々美的要素の完璧が要求されるようになった。

真の橋梁美は一般的構造美と同様に、単なる装飾のみによって得られるものではなく、美学上の法則、すなわちその重心の位置による美、曲線と直線との調和および比例の美、量の美、面の美、容積の美、内容表現の美、意匠様式手法の美などにより、総合的に創造され、しかも環境との調和を重視してはじめて成立つものである。

古代の橋梁美は天然自然の美しさと調和した全く簡素な自然の風景美と人間生活の密接な関係のある山野、河川、道路との温かみのある調和・連繋より生じているものと思われる。また中世および文芸復興時代の橋梁の美には、造型美と装飾美を加味するものが多くなり、人類の文化進展とともに橋梁に対する芸術的関心も著しく高まって来た。

これに対し、近世および現代における橋梁の美には、科学の進歩によって、力学的にみた美観と芸術の学問的分析から来る新しい美観ならびに、環境と景観の調和を体系づけた景観論的美観などが生れて来た。

2. 古代の橋梁

古代の橋梁には、三つの型式、すなわち木材を横に架け渡した桁橋構造、植物性の蔓や竹を編んで架け渡した吊橋構造、石材を弧状に疊築したアーチ橋構造があり、それぞれに独特の味わいのある違った美観が見出されている。

我国における木曾の棧橋（懸橋）は、和漢三才図絵に記録されているから相当古いものであるが、山腹の山道に調和した非常に面白味のある美観を呈し、また斐太風土記に記録されている飛弾の藤橋も原始吊橋として人類文化史を物語る素朴な美を示している。

中国とかチベット地方に竹で造った古い吊橋が残存しているが、これも原始吊橋の素朴な美を示している。

ヒマラヤ山脈地方に竹で造った古い吊橋が残存しているが、これも原始吊橋の素朴な美観を呈するもので、蘭印ジャバのセラジオ河に架けられた土人の造った竹の吊橋が原始人達の昔の生活を思い出させるのと比較対照され、大変面白く感ずる。

また石造アーチが古代において数多く架設されたことは周知のことであるが、ローマ時代テベレ河に架設されたカトロ・カピ橋（62 B. C）は側面が簡素に仕上げられ、その古色蒼然たる全容は我々に懐古の情と美をそそらずにはおかない。ローマの聖アンジェロ橋（134 B. C 架設のエリウス橋の本体）は剛健なる3径間アーチよりなり、壮大なる美のほかに後で修築されただけあって装飾美が加えられており、ロット橋（178 B. C）は古いだけあって、その形は簡素で力強さの感じさせられる美観を示している。

ローマ市郊外のクラウジウス帝の建設した水路橋（50）や南仏のガール水路橋（50）は、いずれもその古いアーチの美しさに偉大さを秘めて力強くそそり立っている。またスペインのセゴビヤにある「悪魔の橋」と呼ばれる水路橋もその偉大な美と奇巧に富んだデカメロンの伝説で大変著名である。

中国には古くから石造アーチが盛んに架設されたという歴史研究家がいるが、現存する石造アーチの大部分は中世のものと考えられ、古代のものと思われるものでも、殆んど何回となく改築または修築されたもので、最初から残っているものはきわめて少ない。その年代については明確でないが、一種独特の安定した美観を呈している。

3. 中世および文芸復興時代の橋梁

西欧におけるこの時代の橋梁は、造型美に多少の進歩を示したことと復興期において、レオナルド・ダ・ビンチ、アンドレア・パラディオ氏などの世界的芸術家達が橋梁の意匠に心血を注いだことなどによって特徴づけられる。

またローマ市郊外のノメンターノ橋は、封建戦国時代を反映して橋梁に要塞的防禦工を施したことで著名であり、どことなく勇壮な美観を感ずる。南仏アビニヨンの聖ベネゼの橋（1234～1237）は、ローヌ河に架けられ、現在は一部断橋となっているが、橋上に礼拝堂があり、宗

教的匂いと整然たる美観を示している。イタリアのフィレンツェ市にあるポンテ・ベツキヨの橋(1355)は、古くローマ時代のものを修築したもので、橋上に商店が列をなし、一名「廊橋」とも称され、生活に直結した賑やかな美観を呈している。

イタリアのベネチア市のリアルト橋(1588)は、アントニオ・ダ・ポンテ氏の設計になる著名な廊橋であるが、橋面には急勾配の階段がつき、両側につけられた店舗の様相はベネチア共和国の全盛時代を偲ばせるような変った美しさを示している。それから、イタリアのフィレンツェ市のトリニタ橋(1566)は、バルトロメオ・アムマナーチ氏の設計になるもので、3個のアーチはキクロイド型の美しい曲線を示し、その鮮かな美的効果から見て、全欧における興復期の橋梁中の芸術的最高傑作ということが出来ると思う。

また中国における石造アーチ橋には美観を呈するものが多く、中国江蘇省の呉県にある楓橋はその代表的なもので、蘇州の寒山寺を訪れるものが驢馬の背に乗って渡る橋であり、南北交通の要所にありながら塵埃にまみれた古色蒼然たる石造りのアーチで、その美観の優れている点では群を抜き、張継の詩によって有名になった橋である。

それから北京郊外の万寿山昆明湖の一部に架けられている駝背橋も中国風調豊かで実に美しく、四川省万県にある万州橋は橋上に屋根のある家屋をおいたところに特徴があり、蘇州城内の石造アーチ橋と同型の美観を示している。

また、水に恵まれた南中国の橋は、その型式こそ異なるけれども、その目的においては、イタリアのベニスやオランダあたりの水路橋と一脈相通ずるところがあり、石段を用いたところなど実に美しく興味深いものがある。

中国における上述の橋梁の架設年代はあまりはっきりしないが、西欧の中世紀に相当する時代のものと推定される。

日本におけるこの時代の芸術的橋梁の第一は、岩国の錦帯橋(1666)をあげることが出来ると思う。支間約23間の木造アーチ5連を有し、材料使用ならびに基礎工法的確さは驚歎に値し、周囲の地形や環境に調和した美観にはいうにいわれぬ味わいがある。また長崎の眼鏡橋(1671)は、中国より渡来の僧如定の手によるもので、その石造アーチの美しさは日本古来から橋形にはなく、その後九州西南地方に広まり、あとで江戸にも移入された。

そのほか、甲斐の猿橋(1226)は刎木橋としての国宝的存在であるだけに、溪谷と調和のとれた美観を呈しているし、日光神橋は766年「山管やますげの蛇橋じやぼし」として深砂大王が白雲に乗って現われて架設したといい伝えられているが、1636年東照宮鎮座後に山崎長兵衛がこの橋を架け、親子代々その改築に当って現在ある橋の漆ぬり仕上げを行ったもので、黒色の桁、朱色の高欄が緑杉や青苔と調和し、大谷川の清流を背景として、誠に簡素静厳なる日本の美観を示している。

また京都の三条大橋は1590年に架設されたが、洪水で数回破壊されている。柱頭の擬宝珠は

紫銅にして18個あり、当時の人達が虹橋と呼んだ通り日本独特の美観を呈している。そのほかに、京都の五条橋(別名五条勸進橋)、江戸の日本橋(1603架設説有力)は木橋独特の簡素な日本の美を示しているし、琉球沖繩における真玉橋は、石造アーチで豪放な美しさに異色を放っている。

更に水都ベニス運河に架けられた San Giobbe, Rialto (1592) の両橋は、それぞれの特徴を有し、その形から見ても周囲の建築との釣合も保たれ、誠に優美な橋であるし、同じベニスにある Ponte alla Paglia 橋(1360)は、その高欄の意匠に特徴を有し、見る者の目を楽しませてくれる。

4. 近世および現代の橋梁

近世における橋梁の目覚ましい発達、橋梁用材および橋梁理論の革命的な躍進を背景とし、18世紀に至り鉄材の進出と構造力学の進歩により、橋梁の型式は全く新しいものへと進展し、美的観点も中世紀末までのような簡単なものではなく、複雑さと難しさを加えるようになって来た。

また第2次世界大戦後科学の著しい進歩により、橋梁材料や耐荷力および破壊現象の吟味・検討が活発となり、経済設計と塑性理論の応用に発展し、種々新しい工法が生み出されるに至ったので、橋梁の美的要素も多面的となり、力学的美・科学的美のほか、景観の技術美の追求が行なわれるようになって来た。

パリに1900年架設されたアレキサンダー三世橋は、装飾の加えられた整然たる美観を示し、型式は古いけれども周辺との調和がよくとれている。またベルギーのツールネー橋は、鉄筋コンクリート造りのフィーレンデル型アーチ橋で、近代美を誇る名橋として数えられている。我国におけるフィーレンデル橋の例としては、東京の豊海橋があるけれども、支間が小さいのにややごつく、重苦しい感じとなっており、荘重美観はあるとしても、一考を要するところであろう。

アーチ橋では、1898年に架設された米国のナイアガラ瀑布大橋が偉大にして繊細なる美を示し、同じく1898年ドイツに架設されたボン橋は偉風堂々たる美観を呈し、また1899年フランスに架設された鉄道橋のピアウール陸橋は規模の大なる美観を与えている。次に我国における東京の永代橋、駒形橋などのアーチは、都会に調和した美しさを示し、隅田川を船で通る人達の目を喜ばせてくれる。

20世紀の橋梁では、経済性に富み軽快なる美を重視するようになり、ランガー桁型式の橋が好んで架けられるようになって来た。1929年ドイツのウーゼル河に架設された中央支間119.61mの複線鉄道橋がその代表的なものであり、軽快美を誇っている。

我国では、両国鉄道橋、天竜川橋梁、那珂川大橋、群馬大橋など数多くのランガー桁橋が架設され、山河の環境に調和した軽快美をあちこちに表示している。

大径間突桁橋として雄大な美を示しているものに、英国スコットランドのフォース橋があり、カナダのケベック橋もフォース橋よりは規模が幾分小さいが、やはり雄大な美観を与えている。

吊橋では、何といても最大支間長の記録を長い間保持していた米国サンフランシスコの金門橋(1937架設、中央支間長1,280 mで現在世界第3位)を美観の第一位にあげることが出来ると思う。朝霧に霞むサンフランシスコ湾に跨る勇姿は、米国のシンボルともいわれる通り実に美しく、旅行者の目を楽しませてくれる。また米国ニューヨークに架けられたマンハッタン橋(1909)は、都会らしい繊細な感じの美観を示し、たわみ理論によって設計した近代吊橋の代表的な美的感覚を与えているということが出来る。米国には、このほかにも長径間吊橋が非常に多く、テラウエア橋における壮観なる美観は、一種独特の味わいがあり、見る者にすっきりした感じを与えてくれる。

長径間吊橋においては、周囲の環境により著しく異なった美観を呈するもので、美学的観点から充分研究して見る価値がある。

我国の吊橋では、東京の清洲橋の都会らしい近代美と九州の戸畑-若松間の若戸大橋(1963)の簡素ですっきりした都会的美と関門海峡に架けられた関門橋(1973)の雄大な美を比べて見ると、仲々簡単には優劣つけ難いが、支間178 m+712 m+178 mの関門橋がやはり規模の大きいことも手伝って、周囲の環境に調和した柔軟性と雄大さとの融け合いから、最も優れた美観を醸す出しているといえよう。

可動橋では、英国ロンドンのタワー・ブリッジの壮観美、米国シカゴのバスキュール・ブリッジの動的美しさ、マルセイユ運搬吊橋の繊細美、東京勝鬨橋の壮観美、鴨緑江旋開橋の機械的美などをあげることが出来る。

鉄筋コンクリート橋では、フランスのCastelmoron橋(1933)のスマートなアーチの美、同じくフランスのSaint-Pierre-Vauvray橋(1923)の偉風堂々たるアーチと繊細な吊材との調和の美、米国のアーチとして著名なIntercity橋の落ち着いた美観、フランスの鉄筋コンクリート・トラス橋として著名なYonne河橋(1931)の変った設計の美、同じくフランスの構桁橋のLuzancy橋(1924)の吊橋を連想させるような真新しい美観、やはりフランスのフィーレンデル型のPique河橋(1931)の重厚で面白味のある美観、ウィーンのスルーな桁橋のMarien橋(1953)のすっきりした簡素な美、ドイツのDonau Grossmehring橋の同じように簡素ですっきりした桁橋の美などをあげることが出来る。また、我国の鉄筋コンクリート桁橋として著名な北海道の河西橋(1941)のスルーですっきりした長大橋梁の美にも素晴らしいものがある。

プレストレスト・コンクリート橋としては、ドイツのRhein河に架けられたNiebelungen橋(1953)と同じくドイツMosel河に架けられたKoblenz橋(1954)のすっきりした荘重美、同じくドイツのDonau河に架けられたSchweden橋のスルーでスマートな美、我国の岡山県に架

けられた吉井川鉄道橋（1959）の同じくスルーでスマートな美観などをあげることが出来る。

また最近、ドイツには電弧溶接の近代鋼橋でスルーな橋が盛んに架設されるようになり、その近代美を誇っているが、更に高張力鋼を用いた繊細なランガー桁橋も架設され、ドイツの近代科学の生んだ美観を表示している。

そのほか、ヨーロッパに発達した桁橋構造の橋梁は、西ドイツを中心に開発され、その支間の長大化によって美観にも斬新的な感覚がとり入れられるようになって来た。ケーブルを併用した斜張橋の進歩は目覚しく、西ドイツにおけるケルンの Severin 橋の雄大で斬新的な美は旅行者の注目を集める場所である。そのほか、ヨーロッパには、最大支間 300 m 以上の Knie 橋（西ドイツ）、Duisburg-Neuemkamp 橋（西ドイツ）、Erskine 橋（イギリス）、チェコスロバキヤの斜張橋など、それぞれの環境に適合した美観を表示している。

また我国においても、西ドイツの発達に刺激されて斜張橋の架設が年々増加し、ほかの型式では見られない独特の美観を示し、益々支間の増大と美学的追求が望まれつつある。

鋼アーチ橋の長大化は、米国やカナダに発達し、New River 橋（アメリカ）、Kill van Kull 橋（アメリカ）、Portman 橋（カナダ）など支間 500 m 以上の偉風堂々たる勇姿を天空に横たえ、それぞれ独特の美観を示している。

我国における支間 150 m 以上のアーチ系鋼橋で特に美観を感ずる橋には、西海橋（長崎県）、神戸大橋（神戸）、生浦橋（三重県）などがある。

鋼桁橋の最大支間 150 m 以上のものは我国に 5 橋あるが、1976 年に青森県八戸市に架設された八戸大橋は周囲の環境に調和し、明るく雄大なる美観を示している。

我国における木橋の図として、高欄附板橋之図と称するものは、その手法が科学的ではないけれども、一種独特の面白みを放っているほか、土橋の図、芻橋之図などもあり、設計図というよりも絵画に属する感じである。それから我国内に架けられた橋について、安藤広重氏（1798～1858）の画いた風景画があり、版画として現在も残っているが、その内容は素晴らしいものである。

また、ゴッホ氏の画いた風景画に、オレンジ式開橋の絵画が残っており、自然の風景との調和がよく現われ、仲々の美観を放っている。

世界最長支間の橋梁は、アメリカの Golden Gate 橋（1937）よりアメリカの Verrazano Narrows 橋（1964）に移り、現在ではつい最近架設されたイギリスの Humber 橋（1976）に移っている。Humber 橋に配列された斜吊材の美観は一種独特で、従来の垂直吊材のものよりも、斬新的でしかも安定性のある美観を示すものと思う。

長大支間のゲルバートラスとして著名な我国の港大橋（大阪）の天空に横たわる勇姿が、九州に架けられた天門橋（天草一号橋）とは全く異った美観を示しているのは、周囲の環境の違いから来ているものと思う。

長大支間の橋梁になればなるほど、周囲の環境との調和を積極的に取り入れ、景観論的技術美の追求が必要になって来るのである。

5. 橋梁の美的鑑賞

古代から現代までの世界中における諸橋の美観について総括的に鑑賞してみることにする。

先ず、我国における橋梁中、古いものでは、九州の鹿児島県にある石造アーチの美をあげることが出来ると思う。その一般的な特徴としては、単純で豪放なところにあると思うが、新緑の雨に煙る古橋の落ち着きと雅品とはこの種の中でも特に優れている。また洪水のため何回も流された岩国の有名な錦帯橋は、復元されて今なお特有の優雅な姿を披瀝しているが、木橋の美しさを如実に現わした一大傑作であろう。

イタリアのフローレンス(現在のフィレンツェ)のポンテ・ベツキョの橋は橋上に商店が並ぶ人間味豊かな珍しい美観を示し、モスターにおけるローマ橋は石造りのアーチで、空間に切る偉大なる虹に例えられて実に美しい。またベルギーの鉄筋コンクリート造りのファイレンデル型アーチ橋は、重厚な中に近代的美しさを感じさせるに充分であるし、ドイツのラーメン柱を有する電弧溶接のプレート・ガーダーは、近代橋梁としての代表的美しさを感じさせるものがあり、ベルギーのロンメル橋は、重厚になり勝ちなファイレンデル型鋼橋中で、スマートに造られた特別に美しい橋である。

更に、鋼アーチ橋には種々異なった美観を呈するものがあり、例えば吊材が糸のように細く繊細な美を示すもの、張出し式の鋼ガイドアーチ橋の男性的美、二重アーチ型の重複美、溪谷に架けられる上路式の鋼アーチ橋の山容水色の環境に融和せる調和美などを呈するもの、両翼を延ばすバランスド・アーチ橋の浮き出るようなすっきりした美を表現するものなどがある。またランガー系橋梁の軽快美、ニールセン系ローゼ橋またはランガー橋の斜吊材の繊細なる美観、斜張橋の力強さとスマートな勇姿の美、近代的吊橋の繊細なる美観と長大橋梁としての雄大美などをとりあげることが出来る。

米国サンフランシスコに架けられたゴールデンゲート橋の力学的美観と周囲の環境に調和した景観美は、この種長大支間吊橋の規範とすべきであろう。

橋梁の美観を材料により分類してみると、石造の荘重美、木造の簡素美、コンクリート造の重厚美、鋼構造の強剛美、特殊鋼構造の強靱美、軽金属構造の柔靱美などになるが、材料より生ずる美を更に合理的構造法により、構成美観を感じずるような構造物に造りあげて行かなければならない。ここに、人間の視覚を満足するような快感の得られる「構造美」が生れるわけである。

橋梁構造物の本質的な美しさは、科学・工学の進歩発達につれて、時間と経験によって変化して来るものであり、その時代時代によって我々に異なった感覚を与えるようになると考えられ、現時代においては、美観にも多分に科学的要素が含まれるようになりつつある。

すなわち、単なる絵画的構成の美、量^{リキ}の美、点^{テン}の美、面^{メン}の美、重心^{チュウシン}の美、比例^{ヒレイ}の美、調和^{テウワ}の美などに止まらず、力学上の合理的構成の美、安定^{アンテイ}の美、構成材料の科学的厳密性から生ずる美、宇宙の真理現象に対する融合調和の美などが考えられる。そのほか、環境への適合^{シゴウ}の美、周囲との調和^{テウワ}の美、変化と統一^{ヘンゲイ}の美、連続性と不連続性の美、多彩^{タカラカ}の美などが全体^{ゼンタイ}の美観を評価する上の重要な要素となるのである。

また、全体^{ゼンタイ}の美観を鑑賞するには、景観論的手法によって自然美との融和^{ユウワ}を図らなければならない。

次に、橋梁構造美について著者の作った俳句を掲載し、参考に供する。

橋梁構造美に関する俳句 (14 句)

- 1) 春雨や吊橋霞む四方^{ヨウホウ}の山 (春雨と橋の繊細な吊材との調和美)
- 2) そよ風に万寿^{マンシュウ}の拱船^{クウセン}通る (中国万寿山麓の石造アーチ橋の長閑な美)
- 3) 拱二重^{クウニジュウ}春の調べを奏^{ソウ}でてる (新エルベ橋の二重ローゼと交響楽との対照美)
- 4) 溶接^{ヨウセツ}のラーメン橋に蟬^{セミ}の声 (溶接の近代ラーメン橋と蟬の声との対照美)
- 5) 光弾性^{クワダンセイ}模型の桁^ケや縞^マ馬^{ウマ} (光弾性写真の縞模様と南国の縞馬との対照美)
- 6) 赤とんぼ^{アカトンボ}フイーレンデールの桁^ケに映^ハゆ (剛節近代橋と赤とんぼとの調和美)
- 7) 紅葉^{モミジバ}よ太鼓^{タイコ}の橋へ影^{カゲ}揺^ユらせ (秋の岩国の自然環境と錦帯橋との調和美)
- 8) 山霧^{ヤマキリ}にバラストアーチ^{ハネ}の翼^{ハネ}浮^ウぶ (山霧と鳥の飛ぶ形をした橋との調和美)
- 9) X線^{エックス線}橋の組織^{ソウジ}や朧^{ロウ}月 (橋のX線検査による写真の不完全さと朧月との対比感)
- 10) 鷲^{シウ}進^{シン}にランガートラス^{パン}の肌寒^{ヒヤ}し (ランガートラス鉄道橋の振動時の冷厳美)
- 11) 昭和^{シヤウ}橋^{キョウ}赤とブリュー^{ブルイユ}の影^{カゲ}淋^シし (新潟の昭和^{シヤウ}大橋の災害時における無慙感)
- 12) 斜張^{シヤバ}橋^{キョウ}雪空^{セキウ}高く雁^{ガン}の群 (寒い雪空高く聳える斜張橋と雁の群との対照美)
- 13) 春^{ハル}の海^{ウミ}ゲルバートラス^{カネ}に舟^{フネ}の影 (ゲルバートラス橋と舟との調和美)
- 14) 除夜^{ジョ}の鏡^{カネ}夢^{ユメ}の架^カけ橋^{キョウ}渡^{ワタ}り行く (大橋梁の夢の理想と時の流れとの調和美)

II. 橋梁の力学的変遷^{10)~13)}

橋梁力学の歴史^{リシ}的^{テキ}変遷^{ヘンケン}を調べることは、橋梁の発達^{ハツタク}経路^{キョウロ}を知る上において絶対^{ゼッタイ}必要なことであり、材料^{サイリョウ}力学^{リョウガク}および構造^{コウゾウ}力学^{リョウガク}と相関^{ソウカン}連^{レン}しつ^つ発展^{ハツペン}して来た。

中世紀^{チュウシキ}以前の構造^{コウゾウ}物^{モノ}は工学的^{コウガク}理論^{リョウロン}の背景^{ヘイキ}を持たず、全く過去^{カクゴ}の貴い^{ウツク}経験^{ケンケン}を母体^{ボタイ}として漸進^{ゼンジン}的に発達^{ハツタク}したものであったが、17世紀^{ジチ}頃^{キョウ}から発達^{ハツタク}した力学^{リョウガク}の理論^{リョウロン}は、自然科学^{ゼンリツガク}の一般^{イツパン}的な進展^{ゼンジン}にともない、橋梁^{キョウリョウ}その他^{ソノタ}構造^{コウゾウ}物^{モノ}を理論^{リョウロン}的に取扱^{トルカ}うことに非常^{ヒョウジョウ}な寄与^{キヨ}をなし、18世紀^{ジチ}を経て19世紀^{ジチ}においては、力学^{リョウガク}が物理学^{リョウガク}者^{シャ}から工学^{コウガク}者^{シャ}の手^テに移^ユって構造^{コウゾウ}力学^{リョウガク}の基礎^{キソ}が築^キき上げられたのである。

また、構造材料としてきわめて優秀なる構造用鋼および鉄筋コンクリートが市場に出現し、新しい構造型式が創造されることとなり、精緻巧妙を尽した応力解法が次々に発表され、いままでも考えもつかないような大構造物や大橋梁が地上に築造せられるようになったのである。

すなわち、その道程の一端を述べれば、応力と変形の問題はイタリーのガレリオ氏(1564~1642)の理論に端を発し、フック氏(イギリス)は1676年材料力学の根幹をなす応力とこれによって生ずる変形の問題を論じた。また1680年マリオット氏(イタリー)は始めて曲げ作用を受ける梁の理論について発表し、ダニエル・ベルヌイ、クウロン、ナビエ、コシイなどの諸氏の研究によって大成せられた。その後最も重要な問題の一つである長柱の安定に関しては、理論的には、オイラア氏(1757)の有名な長柱理論を第一とし、ヤング、ナビエ、ランキン、エンゲツサア、ジョンソンなどの諸氏の理論があり、実験では、ホツジキンソン(1840)、バウシंगाア、コンシデエル、テトマイア、カルマンなどの諸氏の卓越した研究が発表せられ、長柱強度の決定の基礎が確立せられるに至った。

トドハントアおよびウエスタアカアト両氏の著書によれば、構造物を一つの弾性体とみなし、これに作用する力と変形との関係について論ずる構造理論すなわち、「弾性理論」は1788年ラグランジュの説いた可能変形の原理によって輝かしい展開を示した。

またナビエ氏(フランス)は、1825年連続梁解法についてその基礎を発表したが、連続梁の問題はクラペイロン氏(フランス)の3連モーメントの定理(1857)によって一応大成するに至った。

弾性変形または不静定構造の余剰力を求めるに際し、変形によってなされる仕事に立脚する解法が広く用いられるが、これには可能変形に起因するものと実際仕事によるものがあり、可能変形仕事の定理の実用化は、モール氏(ドイツ)が1874年に一般理論を提案したのに始まり、「マックスウェル-モールの解法」が発表され、簡明かつ巧妙なるミュウラア・プレスラウ氏(ドイツ)の解法によって大成せられた。実際仕事の原理は1833年に発表されたクラペイロン氏の定理に始まり、最小仕事の原理は1858年にメナブレア氏(イタリー)によって構造応力解析へと応用され、カステイリアノ氏(イタリー)のたてた定理によって完成した。

そのほか、マックスウェル氏(イギリス)によって唱えられた相反法則(1864)とモール氏によって提案された M/EI の弾性曲線の定理があり、これらの理論は大橋梁や大建築物の応力計算の基礎を形作った。また設計計算を簡易ならしめる便法の一つとして影響線の利用があり、1868年モールおよびウインクラア(ドイツ)の両氏によって提案された図式解法が、ペイラウヒ氏(ドイツ)によって「影響線解法」と名付けられ、ミュウラア・プレスラウ氏により各種構造物の応力解法として応用された。

更に応力およびたわみの解法に一捷徑を与えたものは、弾性荷重の利用があり、1889年ラント氏(ドイツ)によって提案された弾性荷重は、1890年代に至り、ミュウラア・プレスラウ氏

によって実用化せられた。これと同時に、1877年ウイリオ氏(フランス)により創始され、モール氏の改良した変形の図式解法があり、現在でも盛んに用いられている。

古い時代には木材、石材のみを主要の構造材料としていた橋梁は、19世紀の後半に至って構造用錬鉄の大量生産せられるに及んでトラス橋の時代を作り、ラティス・ガーダー、ホイップル・トラスなどが驚異的橋梁として登場したのであった。

しかし、ワーレン、プラットなどの剛結合トラス橋が各地に架設されるに及び、「剛結合せられたトラスの各部材に生ずる副応力は果してどの位になるか」の問題が構造技術界に一大波紋を与え、1887年ドイツのミュンヘン工科大学においてこれに対する論文を懸賞募集したのである。これに応募した諸論文中、第1位はマンデルラ氏の「格点の剛結合にともなう生ずべき単純トラスの二次応力計算」(1880)であって、この論文は現在においても精密解法の古典として厳存しているが、これに引続き、ミュウラア・ブレスラウ、モールの両氏が実用解法を発表し、計算の便を与えている。

従来不静定構造の解法として利用されて来たカステリャノの定理、可能変形仕事による弾性方程式の何れも、弾性変形に際しなされる仕事に基礎をおき、反力、応力、モーメントなどを不静定未知量に選んでいるが、この副応力(二次応力)の解法に仕事を考慮せず、弾性変形にて生ずる撓度および撓角を不静定未知量とする法の優秀さが認められ、20世紀に入り鋼構造、鉄筋コンクリート構造の建造が盛んになるに及んで、ゲエテア(ドイツ)、マネエ(アメリカ)、ウイルソン(アメリカ)などの諸氏が、1915年~1918年間にモールの副応力解法を利用して、「撓角撓度法」なるラーメン理論を作りあげたのである。その後ラーメンの解決の研究は年々盛んとなり、デンマーク人オステンフェルド氏の変形法(1925)、米国人クロス氏のモーメント配分法(1932)などは近年における著名なる解法であり、モーメント配分法に続いて、鷹部屋福平博士、グリンタア氏の撓角分配法(1935)などがある。

また、サウスウエル氏のクロスの方法を一般化したリラクゼーション法(1935)、エフセン氏のオステンフェルド法の拡張(1940)のほか、1900年~1950年間に、ラーメン解析の逐次近似法を提案したチャリセーフ氏、アーチの弾性重心を考え出したクールマン氏、アーチの各種の解析法を提案したメルシュ、メラン、シュトラスナ等の諸氏がいる。

更に、フレシネ氏はアーチ頂部の仮設継目にジャッキを挿入することを提案し、ドイツシంగాー氏はタイのあるアーチについて、タイケーブルを緊張することにより死荷重およびコンクリートの収縮による曲げモーメントをかなり減らせることを示したし、リッター氏は吊橋補剛トラスの変形を考慮した解法を示し、ゴードール氏は吊橋の計算に影響線を利用する方法を提案し、ブライヒ氏は吊橋補剛トラスに級数法を応用し、アンマン、カルマン、ダン、ウドラフ等の諸氏は、タコマ・ナローズ橋の崩壊に関する報告書を出している。

1900年~1950年間の弾性論の発達には誠に目覚しいものがあり、フェリックス・クライン、

プラントル、フェツプル、バッハ、ナダイ、ソコロフスキー、マイネス、ヤコブセン、マイラート、サン・ブナン、ミッチェル、ノイバー、ライスナー、キルシュ、ワグナー、クロッターの諸氏のほか沢山の学者が輩出して、橋梁の弾性力学の分野に貢献している。すなわち、横倒れ座屈、膜相似法、せん断おくれ理論、二次元および三次元弾性問題とその応用、弾性近似解法とその応用、板と殻の曲げ理論、弾性安定問題、振動と衝撃問題などに関し、幅広く研究論文が発表されている。

そのほか、電子計算機の進歩により、マトリックス解法および有限要素法の発達に著しいものがあり、橋梁の応力解析に幅広く応用されるようになった。

第2次世界大戦後、新しい型式の橋梁として、プレストレスト・コンクリート桁、合成桁、合成格子桁、合成箱桁、鋼床板箱桁、曲線桁、曲線トラス、立体トラスなどの構造解析のほか、斜張橋、管桁橋、パイプトラス橋、プレストレスを導入した橋梁の応力解析法が開発され、各種の電子計算プログラムも開発されるに至った。

また、弾性設計法から漸次塑性設計法へと移行しつつあり、塑性理論による解析の進歩も見逃すことが出来ないし、耐震工学の発達により動的構造解析が活発に行なわれるようになった。

次に、橋梁の応力測定法の発達も計測機械の進歩により目覚ましいものがあり、電気抵抗線歪計および電気容量を用いる測定法のほか、光学系機器の利用、機械的測定法の改良、非破壊試験測定法、三次元光弾性実験法、ぜい性塗料法、モアレ法、繰返し疲労試験法などが次々に開発された。なお、弾性設計においても合理的な経済設計として各種の最適設計法が登場しつつある。

III. 橋梁災害の史的変遷^{3),14)~20),28)}

1. 概 説

橋梁は一般の建築物と異なり大空に架けられているから破壊または墜落する可能性が比較的多いと考えられる。しかし統計的に調べて見るとその危険率は割合に低く天災地変の場合を除けば、墜落や破壊事件は非常に少いのである。絶対的に堅牢とまではいえなくとも、100年に1回起るか起らぬかという程度の天災に対しても安全であるような強度を有する橋梁を架設することは、若し地盤が堅固であって工事予算が充分あれば、現代の橋梁技術をもってすれば必ずしも難事ではないと思う。しかしそのような堅牢な構造を地上の総ての橋に望むことは国の経済上到底出来ないことである。従って普通の橋梁は多少の差はあっても危険であり、その危険率は決して零ではない。例えば、急流河川に架けた昔の木橋は、大洪水に遇えば流失してしまうことを承知の上で架けているのである。

現代では、構造材料の許容強さ、荷重の大きさおよび載せ方、各部分の構造方法などの総ての重要事項を網羅した設計示方書が公定されており、普通の橋梁はこれに従って設計架設されているのであるが、それは普通に起り得べき種々の外力に対しては安全なのであって、異常な

風水や地震に対し絶対安全であるように建造されていないから、橋梁の墜落は絶無とはいえないのである。

橋梁の破壊、墜落は交通に支障を来すばかりでなく、人命に損傷を与えると重大なる社会問題を引き起すが、橋梁技術の面から見れば、破壊の原因が何であったか調査検討することとなり、その貴重なる資料は橋梁技術の進歩発達に多大の貢献を与えることにもなる。またその破壊現象の傾向は技術の進歩とともに変化して行くものと思われ、技術の進歩と破壊・墜落事件とは互いに歴史的に繰り返えされて行くのである。

2. 日本における橋梁の破壊・墜落事件

日本の河川はしばしば大洪水を引き起し、また時をおいては各地に大地震が突発し、流失破壊、崩壊、墜落する橋梁の総数は著しい数に上るのであろう。

徳川時代に起った有名な橋梁墜落事件として、文化4年(1807)8月19日の永代橋事件をあげることが出来る。当日は深川八幡の祭礼で雑沓をきわめ、朝の午前10頃偉い人の船が橋の下を通るので交通は一時遮断し、半時間もしてそれが解かれると群衆はなだれを打って橋上に殺到したところ、深川寄りの一個所で橋桁が折れて、橋上の人達は橋桁とともに墜落し、後方から続々と押しかける群衆は前へ前へと出たため、突き落された人達の数は夥しかったと報告されているが、その直接原因は群衆の殺到による衝撃と解せられる。

それから地震による橋梁の被害としては、大正12年(1923)9月1日の関東大震災のものが超記録的である。この大地震は当日午前11時58分に突発し、東京帝大地震計の記録するところによれば、初期微動約14秒にして主要動に移行し、主要部は約4.5秒の後に振幅103耗、週期1.5秒を示し、その時の水平動加速度は 800 mm/sec^2 すなわち、地球の重力加速度の約8%にも達した。その後振幅は増加して200耗内外に及んだが、同時に週期も増大して約3秒となり、揺れ方は大きくなったが緩やかに揺れ、加速度は減少したのであった。

この関東大震災における橋梁の被害は、東京、横浜両都市におけるもの次の通りであった。

東京、破壊道路橋数：675 震害：2.7% 火害：50.4%

横浜、 " : 108 " : 40.0% " : 10.0%

神奈川県は震源地を背に控えているので県下一帯の震害は激甚をきわめ、県下の道路橋の総数1,253橋中、71%の被害率を有し、鉄道橋の惨事もまた言語に絶するものが多かった。

この関東大震災の結果、橋台・橋脚すなわち下部構造の損傷による被害が多かったので、1) 下部構造の基礎は深く、底面を拡大して顛倒を防ぐこと、2) 上下方向に鉄筋または鉄骨を入れて曲げ折れとせん断を防ぐことの二つの教訓が得られた。

また橋桁には何ら損傷がないのに、桁の支承部が橋台・橋脚から離脱して墜落したものがきわめて多かったので、耐震的な新設計としては、伸縮に対し可動的な支承でもある程度以上は滑動しないような固結的構造とする必要があるほか、地震動加速度を考慮に入れて各部分の設

計をする必要のあることが明らかにされた。

日本を襲った大地震の主なるものとそのMagnitude, 死者数をあげれば, 表-1の通りになる。勿論表-1のほかにも多くの地震が我国を襲っているが, 土木構造物に大きな被害を与えたものは上述の通りである。

関東大震災はマグニチュードにおいて最大ではないが, 震源が京浜地方に接近していたため未曾有の被害を生じて, 橋梁の破壊総数は7,397に達した。

福井地震では福井県下の死者数5,507人を出し, 全壊家屋数33,271, 半壊家屋数4,960に達し, 負傷者19,628人を数えた。

これに対し, 1968年6月16日新潟を襲った地震では全壊家屋数994, 半壊家屋数7,460, 死者25人, 負傷者377人で, 福井地震には遠く及ばなかったが, そのマグニチュードにおいては非常に大きかった。

また, 1968年5月16日北海道, 東北地方などを広く襲った十勝沖地震では, 全壊家屋数676, 半壊家屋数2,994, 死者15,483人, 負傷者52人, 行方不明329人で, 青森県周辺の被害に著しいものがあつた。

上述の地震の資料から橋梁に対する被害の傾向を纏めて見ると, 橋梁の被害の大部分は下部構造にあるといってもよい位で, 特に基礎の根入りの深さが支配的要素となっており, 基礎の不完全などによる傾斜, 地耐力の不足による不等沈下, 水平地震動に基づく煉瓦積の目地や施工継手の切断, 支承部の破損などが圧倒的に多い。

上部構造の水平方向の強度の不足しているものは, 振りとか水平屈曲を受けた例もあるが, 一般には上部構造自体が単独に大きな被害を受けたものは特別の場合を除けば少ない。その大半は下部構造の被害が上部構造に及んだもので, 1952年の十勝沖地震では, 道路橋の被害数128橋, 鉄道橋の被害数94橋の中, 道路橋では木橋, 鉄道橋では鋼鈹桁橋がその被害の大部分を占めているが, 架設橋梁の大半が木橋と鋼鈹桁橋よりなっている事実から考えれば, これも当然のことであろう。

新潟地震では新しい昭和大桥や駅前の跨線陸橋が落ち, 八千代橋と古い万代橋が残ったことは注目に価する事実であろう。

表-1 日本の各種地震とMagnitude, 死者数

年 月 日	名 称	Magnitude	死 者 数
1923・9・1	関 東	7.9	141,720
1927・3・7	北 丹 後	7.4	3,010
1930・11・26	北 伊 豆	7.0	259
1933・3・3	三 陸 沖	8.5	4,192
1935・7・11	静 岡	6.6	9
1939・5・1	男 鹿 半 島	6.6	29
1943・9・10	鳥 取	7.3	1,190
1944・12・7	東 南 海	8.3	998
1945・1・13	三 河	6.9	1,961
1946・12・21	南 海	8.1	1,330
1948・6・28	福 井	7.2	389
1949・12・26	今 市	6.5	15
1952・3・4	十 勝 沖	8.2	28
1952・3・7	能登半島沖	6.8	7
1955・10・19	秋田県北部 二ツ井	5.7	1
1961・2・2	長 岡	5.2	5
1961・8・19	北 美 濃	7.0	9
1964・6・16	新 潟	7.7	25
1968・5・16	十 勝 沖	7.9	15,483

また、橋脚や橋台と橋桁との接合部になる支承部の耐震設計については、特別の研究を要するものと思う。

1968年の十勝沖地震における道路橋の被害は、北海道では20橋程度で下部構造の軽微なものだけであったが、青森県では64橋で、上部構造の被害としては支承の脊部に多く発生したほか、主桁の移動、高欄の変形などがあったが、下部構造としては、橋台の変位とコンクリートの亀裂、脊下面のコンクリートにおけるせん断破壊などが多かった。これに対し鉄道橋の被害は盛土等に比べ軽微で、軟弱地盤に起因する水平変位、沈下、回転、亀裂が数橋の下部構造において生じたが、左程問題となるようなものはなかった。

それから、いずれの地震においても、被害橋梁の型式としては単純桁型式の橋が最も多く、ゲルバー桁、連続桁型式の橋の方が耐震的のように考えられる点もあるが、その架設数も少し、基礎の良否に大きく関係する問題であるので、更に検討の余地はあるものと思う。いずれにしても、基礎地盤の良好なることが重要な要素であるので、この点をよく考慮することとその根入りを充分深くすることを忘れてはならない。

そのほか、我国における関東地震以前の地震について調べて見ると、新潟、山形地方の日本海岸において、文化元年(1804)山形県象潟地震があり、壊家屋数5,500、死者数333人を出しており、文政11年(1828)には新潟県三条地震があり、全壊家屋数9,808、半壊家屋数7,276、焼失家屋数1,204、死者数1,443人を出している。

次に、我国における橋梁の風水害について調べて見ると、昭和9年(1934)9月21日中国・関西地方を襲った室戸颱風は、最低中心示度684mm、最高風速60m/secで、実に超記録的であり、風害の甚大なこと誠に悚然たるものがあり、校舎・工場などの建物および送電線・鉄塔のような鉄骨構造には幾多の崩壊損傷があった。幸い橋梁の上部構造には特筆すべき破壊はなかったことから見て、現在用いられている風荷重の規定および横桁の横方向剛性については、左程の問題はないように思われる。

しかるに、水害に至ってはこれと全く異なり、それも木橋の流失は止むをえないとしても永久橋梁の流失したものがあるのは重要問題である。

岡山地方を襲った大洪水の被害は最も大きく、その降雨量は旭川、高梁川の上流で5日間400mm/minを示し、各河川の洪水は記録的水位に達し、堤防や橋梁の設計規準にとっている最高水位をはるかに越し、驚くべき数の橋梁流失を生じたのである。この大洪水により、橋脚の河床地盤への根入りは従来安全であると考えられていたよりも深く入れること、殊に河底に岩盤のある場合には、単にその上におくことを止め、困難なる掘さくを敢行して深くその中に埋め込むべきことなどが教訓として得られた。

1964年の8月17日より19日にかけて、北陸、山陰地方に集中豪雨があり、石川、富山、新潟三県の被害は、死者数13人、家屋全半壊数124、島根、鳥取両県の被害は、死者数92人、行方

不明9人、家屋全半壊数319を出し、橋梁の流失、破壊も相当数に上っており、木橋においては特に著しかった。

そのほか、我国における暴風雨の数は数え切れないほどあり、年々橋梁の被害を見ているが、その中で伊勢湾台風は1959年に我国名古屋地方を襲い非常な被害を与えたことは特筆すべきことであり、強風による落橋などの事故も数箇所記録に残されている。

伊勢湾台風時の最高潮位6.90 mに達し、死者数5,200人、三重、愛知両県下の流失家屋数4,550、全壊家屋数29,573に達し、橋梁の流失5,220箇所となっている。

3. 諸外国における橋梁の破壊・墜落事件

(1) テイ橋墜落事件

19世紀の後半においては、あらゆる技術に偉大なる発明が生まれ、機械化文明の華が開き、巨大なる錬鉄製トラス橋の出現があり、橋梁技術界としては一大発展をみたのであるが、いまだ経験が充分蓄積されておらず、そこには相当の失敗もあったわけで、テイ橋の墜落事件はまさにその一つであった。

英国スコットランドの東海岸には、二つの深い入江、すなわちテイの入江とフォースの入江があり、鉄道はこの入江を迂回すればそれだけ余分の時間を要するので、1870年エデンバラとダンディーを結ぶ一大鉄道橋の建設計画が北英鉄道会社の手により行なわれ、技師長には当時名声の高かったトーマス・ブーチが任命され、1877年9月には、全長約3 kmに及ぶこの橋が誕生したのであった。橋桁は支間60 mの錬鉄製ラティスガーダーよりなり、85径間が蜿蜒として続き、橋桁は海面から約27 mの高さにあり、その容姿を雄大なること、英国の名橋たるのみならず、世界中の注目する橋となったのである。

それから2ヶ年を経た1879年、12月29日(日)の午後、暗雲の低い北海にはみぞれ交りの強風が吹きすさび、狂瀾は橋脚の下半部を洗い、暮れかかった夜の帳とともに益々激しくなり、午後7時15分エデンバラ発の旅客列車はダンディーに向け出発したが、ダンディー駅には規定の時刻を過ぎても列車は到着しなかった。

翌朝、捜索隊が発見したところによると、橋の両端が折れて陸地と掛け離れ、また橋の真中付近数十径間は強風で海中に吹き飛ばされたのであった。

墜落の翌年1880年に北英鉄道会社は、第二のテイ橋架設を計画し、多大な犠牲によって得た貴重な教訓を基として幾度も案を樹て直した後、旧橋より少し離れた個所に架設工事を行なった。橋脚基礎には特製拱形の隙間のある橋脚壁体を建造し、橋桁には当時実用化しつつあった構造用鋼を使用し、莊重かつ堅牢なる新テイ橋が1887年6月20日に開通した。

(2) クエベック橋墜落事件

19世紀の末期すなわち、1880年前後において、構造用鋼が安価に生産され鉄橋に代って鋼橋が登場することとなり、鋼橋に関する理論と実際の両面において著しい発達を遂げたが、丁度

この時期に北米カナダを横断する大幹線カナダ大北鉄道は、セントロオレンス河のクエベック市付近に、1902年に3径間のゲルバー型式の鋼トラス橋の架設を行なった。ペテイト型のトラスで、中央支間1,800呎(549m)、吊桁径間640呎(195m)の巨体は、フォース橋の中央支間を凌ぐこと90呎で、世界第一の巨大橋として橋梁界の注目を集めた。橋桁は片持式架設法によって架けられ、両側から延びた橋桁が中央で継ぎ合わされるのも間近に迫った時、1907年8月29日に両側から約800呎突出している桁の下側に奇怪な波状の座屈が生じ、鋼重量17,000tに及ぶトラスは見る見る間に崩壊し、75人の作業者もろとも河底深く墜落してしまったのであった。

本橋の破壊原因は、鋼材を経済的に使用し過ぎたこと、すなわち鋼重量の不足にあったが、その主因は不弦材(圧縮材)の座屈現象にあり、すでに工事中より繊弱らしい兆候は見えていたと報告されている。数ヶ年に亘る研究・検討・討議の後に、第二クエベック橋の計画が完成し、1911年5月に新しく用意周到に設計されたK型トラスの再架設工事が開始され、1915年には竣工の予定であった。総鋼重量は旧橋の二倍半で、完全に組み立てた吊桁を台船に載せて現場まで曳航し、所定の位置で吊り上げる工法をとった。

1916年9月11日吊桁が水面上約30呎に吊り上げられた時、突然異様な音響とともに吊桁の一端は傾斜し、支間640呎の巨体は水柱をたてて河底に没してしまったが、主なる原因は支承部鑄鋼金物の不良にあり、これの割れたことに端を発したのである。

このように2回の椿事に会ったこの橋も、船上にステージを組む工法にて吊桁を慎重に突桁に取付け、1917年9月27日、17ヶ年を費して遂に完成したのである。この橋は現在でもその中央支間はゲルバートトラス橋中世界最大の記録を保持しており、その形態も快適な近代的構造を示し、ニッケル鋼を用いたところに独特の特色がある。

(3) タコマ・ナロウス吊橋の墜落事件

1940年11月7日午前11時、北米シアトル市付近のタコマ・ナロウス吊橋が列風のために墜落したことが報道されて世界中の注目を集めた。この橋は1940年7月に完成した当方で、支間長において世界第三位の吊橋であったが、主径間長2,800呎(800m)の大橋梁である。

当日の最大風速19m/sec程度で、昭和9年(1934)我国の大阪地方を襲った室戸颱風に比べれば、その $\frac{1}{2}$ にもかかわらず、この吊橋の動揺は意外に大きく、予てから技術囑託員であったシアトル大学のファーカーソン教授が当日朝から現場観測をしていたとのことである。橋面の横方向の動揺は僅かに2呎であるのに対し、床の側端が上・下方向に最大28呎の動揺を示し、反転しながら動揺する傾向を呈していたとのことである。

この橋は、全体としては現代吊橋技術の最高を示す構造であり、設計には吊橋の世界的巨匠セイモイフが関係し、鋼材部分は斯界に著名なベスレーム製鋼会社、ケーブルは100年の歴史を有するレーブリング会社がそれぞれ担当したものである。

補剛桁としては、桁高僅か8呎の鉄桁が用いられていたことは、従来の吊橋の設計と比較すると実に思い切った設計で、幅員39呎も支間2,800呎に比べれば、その幅が極端に狭く、自重も比較的軽かったことが注目されるのである。

1937年にゴールデンゲート橋が完成した以後は、補剛桁の剛性を極度に小さくする傾向にあったが、これは「撓度理論」に従えばこの程度の補剛桁の剛性で充分であるとの考えから出発したものである。

タコマ橋の破壊に関しては、アメリカにおいても色々意見が出て、聯成振動、自励振動による説明、フラッター現象、共鳴現象などによる解釈など、一応色々な意見が当時のENR誌上に報道されたが、結局明確なる説明が得られなかったのである。

我国においては、土木学会誌第28巻9号、第31巻2号などにおいて、平井敦氏がタコマ橋の振り振動に関する研究論文を発表し、揚力に基づくモーメントの影響はタコマ橋については、実用上殆んど無視出来るほどのもので、振り振動の不安定性の主要なる項は、風圧に基づく「振り座屈」であると論説しているが、このことは橋梁の設計上大いに注目を要する事項であると思う。

新タコマ橋の架設に先立ち、長さ100ftの全径間模型(1/50の縮尺)について風洞実験がワシントン大学において行われ、その設計に当っては、補剛トラスの剛性が大幅に増加され、その慣性二次モーメントが旧タコマ橋の36倍とされている。

このようにして落橋後10年間を経た1950年に新タコマ橋が完成したが、モイセイフ氏は、大きな精神的打撃を受け、新タコマ吊橋の完成を見ずに世を去ったのは一大悲劇であった。なお、振れ剛性の重要性については、Fr. Bleichの理論的研究の結果、1949年に至り初めて認識された。

(4) その他の橋梁の破壊・墜落事件

上部構造の破壊原因となるものには、材料の不良・強度不足、溶接部の欠陥、温度差応力、座屈、風および地震による動力学的影響、脆性破壊、疲労問題、沓部の不安定性、構造法の不備など多種多様であるが、下部構造の破壊原因としては、基礎の不等沈下、風および地震などの動的荷重による傾斜、洪水・波浪などによる洗堀と基礎の不安定性などがあげられ、また下部構造の破壊・傾斜・流失が上部構造の破壊に間接的に繋がる場合が圧倒的に多い。

鑄鉄のAshtabula橋が強度不足のため1876年に破壊事故を起したアメリカの例のほか、ヨーロッパでも鑄鉄橋が破壊した例は多く、鍊鉄橋に切り換えられたのは、その後のことである。鋼に切り換えられたのは1880年代で、鋼橋は鋼の質の向上とともに歩んで来た。

次に溶接の発達により架設されたベルギーのHasselt橋、ドイツのZoo橋およびRüdersdorf橋(高張力鋼使用)が1938年に破壊事故を起したほか、ベルギーのHaccourt近くのAlbert Canalに架けられた二つのVierendeel橋のHerenthals Oolen橋およびKouille橋が、それぞれ

1940年1月19日と1月25日に破壊している。上述の溶接橋の破壊は、いずれも脆性破壊で、溶接部の脆性破壊に関する研究が次々に行われるようになったが、この問題はまだ充分な解明が出来ていない。

ベルギーの Hasselt 橋は全溶接の Vierendeel 橋として橋梁界の注目を集めた橋であるが、1938年5月14日午前8時20分に崩壊し、橋は三つの部分に分れて墜落している。

それからメルボルン市の Yarra 河に架けられた King Street 橋(長さ 996 m)の溶接部が 1962年7月10日破壊したのも全く同じ現象であった。

次に新時代の橋梁として架設された新ウイーン・ドナウ橋の破損事故について述べる。

新ウイーン・ドナウ橋は自動車専用道路橋(全長約 3 km)の一部で、支間長=120 m+210 m+82 mの連続桁型式の鋼床板箱桁橋であり、1969年11月6日に、キャンテイレバー架設を行っていた桁橋の閉合作用を一応終ったが、その夜間に大音響とともに橋桁に座屈破損を生じたのである。

この事故原因を調査するため、Graz 工科大学の K. Sattler 教授、F. Resinger 教授および Berlin 工科大学の K. H. Roik 教授の3人が鑑定人となって検討した結果、温度差応力がこの座屈現象に大きく影響したものと判定された。

箱桁橋に関する破壊事故は、このほかにも各国にあり、我国における2級国道小樽江差線の桁石橋の落橋事件もいまから十数年前のことである。これは逆梯形の合成箱桁橋で、床版コンクリート打設中のことである。

そのほか、吊橋や斜張橋に関する破壊・墜落事件もかなり多く、その安定性が研究の対照となっている。

長径間の補剛吊橋では、落橋こそなくとも多少の事故・破損が架設工事中には多く、すでに設録には残されているところである。それから補剛トラス(または桁)のない原始吊橋についての落橋・破壊事故はかなり多く、支間が小さくとも風振動による問題は絶えない。我国における北海道の中川郡中川村に架設された神路大橋(無補剛吊橋、橋長 125 m、幅員 2.5 m)が 1963年3月23日に竣工し、約半年後には墜落している。これはケーブルアンカーのクリップの外れが直接原因となっている。

また、鉄筋コンクリート橋、鉄筋コンクリート床版の亀裂については、気象その他の環境条件による破壊と荷重による破壊があり、荷重によるものの中には疲労破壊の問題があり、色々と研究の余地がある。

斜張橋の破壊・墜落した例としては、Dryburgh-Abbey に架けられた斜張歩道橋(1818)および Nienburg の Saale 河に架けられた斜張鎖橋(1824)などが完成後間もなく落橋した事件を斜張橋の代表としてあげることが出来ると思う。

諸外国を襲った地震について調べて見ると、684年の東海、南海、西海諸道の大地震、856年

のギリシア Corinth の地震, 1037 年~1038 年支那を襲ったもの, 1057 年同じく支那に起った地震, 1158 年の小アジア地震, 1183 年のシリア地震, 1268 年の小アジア地震, 1303 年の支那の地震, 1556 年同じく支那を襲ったもの, 1622 年, 1654 年いずれも支那を襲ったもの, 1667 年カウカサスを襲ったもの, 1668 年支那に起きた地震と小アジアを襲ったものなどがある。また 1693 年, 1716 年ともイタリアを襲った地震, 1727 年ペルシヤに起きた地震, 1737 年のカムチヤッカ地震, 1733 年~1739 年に支那を襲ったもの, 1746 年ペルーに起きた地震, 1751 年のチリ地震, 1755 年のペルシヤ地震, 1755 年のリスボン地震なども著名である。更に 1783 年のイタリア地震, 1797 年のエクワルド地震とベネズエラ地震, 1812 年のベネズエラ・コロンビア地震, 1822 年の小アジア地震とチリ地震, 1837 年のシリア地震, 1850 年の支那を襲ったものなどがある。また 1853 年のペルシヤ地震, 1868 年のポリビヤと北チリの地震, 1868 年のコロンビア・エクアドルの地震, 1875 年のコロンビア・エクアドルの地震, 1906 年の北カリフォルニア地震, 1908 年と 1915 年のイタリア地震, 1920 年と 1927 年の支那に起った地震などがあり, いずれもかなり大きなものばかりである。

その後, 1950 年以後にチリ, メキシコ, モロッコ, リビヤ, イランなどに頻繁に大地震が起き, 構造物にもかなりの被害を与えている。1963 年 7 月にはユーゴスラビアに大地震があり, スコピエ市が大きな被害を蒙っている。1964 年には台湾に地震がありかなりの被害に見舞われたほか, 世界各国にもかなりの地震が発生しているが, 割合被害の大きかったユーゴスラビア地震について, 近代構造物の被害状況を参考のためあげて見ることとする。煉瓦積構造では, 27.5%が損傷し, 15.5%の軽微損傷を受け, 鉄筋コンクリート骨組構造では, 2.1%の損傷, 2.7%の軽微損傷を生じ, 0.6%の無被害損傷を示している。これから見ても鉄筋コンクリート骨組構造は, 一応地震に対し非常に耐震的であることが明かとなった。ただし, 橋梁に対しては殆んど被害がなかったし, 同程度のほかの地震についても同じ傾向の見られることがほぼ認められるところである。

ユーゴスラビア地震のマグニチュードは 6.0 で, モロッコ, アガジールの地震とはほぼ同程度であり, 我国における関東地震の 7.9, 福井地震の 7.3, 新潟地震の 7.7 に比べればはるかに小さく, さすがに我国は地震国であることを再認識させられたところである。

前にも述べたように, 地震による被害は水害の場合と同様に, 下部構造に与えられる影響が大であるので, 基礎地盤の調査研究と下部構造の設計が直接問題となるのである。地震による下部構造の災害の大なる場合について調べて見ると, 地盤の軟弱なことが圧倒的に多く, このような地盤環境には上部構造を剛なものにしなければならない。堅牢な地盤環境に対しては, 鋼構造のタワーのような柔構造物の方が破壊力を減殺するといわれている。

IV. 橋梁の技術発達上の問題点^{21)~28)}

1. 橋梁の防災について

橋梁の受けた災害はその歴史の示すように非常に多いが、その原因を調べて見ると、その時代、地域、構造型式などによりかなり異なっている。

科学技術の発達した現代でも、まだまだ災害の数は多く未知・未開発の問題が多い。特に技術面で進歩途上にある未熟の段階では、盲点に落込み易く無慙に崩壊することが少くない。

災害の原因を分類すると、洪水、波浪、地震、強風、温度変化その他の自然現象に起因するものと、戦時中の爆撃・爆破、交通車輛の衝突、重量超過車輛、火災その他の人為的原因によるものとなるが、技術上問題となる自然現象に起因するものについて考察してみる。

戦後我国の橋梁災害の大半を占めるものとしては、台風時の豪雨、集中豪雨、融雪などによって惹起される洪水時の基礎の洗掘と流木などの衝突を大きくとりあげることが出来るが、Niagara Clifton 橋の破壊例のように、融雪期の流水にも注意しなければならない。

洪水による災害防止は、構造工学上の問題というよりも寧ろ橋梁計画上の問題であって、河川の治水計画と密接な関係があるから、河川工学や基礎工学をも含めた総合的対策を必要とする。また万一橋が流失した場合をも考慮に入れ、仮橋の建設が出来るような準備も必要であろう。

また地震による災害としては、地震動の動力的作用によるもの、地震時の砂質地盤の流動化など基礎地盤の崩壊によるもの、津浪、津浪で打上げられた船舶の衝突などがある。新潟地震の昭和大橋のように数種の原因が同時に作用する場合もあれば、1968年の十勝沖地震のように、橋台・橋脚の破損、支承部の損傷が大半を占める場合もある。この十勝沖地震では、マグニチュード7.8、震度4~6という新潟地震に匹敵する大きさのものであったのに、橋梁災害として大きいものは余り見られなかった。これはその地震の性格と構造物の建造された地域の地盤の硬軟、土質の性状によって著しく違って来ることを示すよい例であると思う。

上部構造の地震被害としては、関東大地震時の落橋には、橋軸直角方向に橋桁の投げ出されるものが多かったのに対し、最近の大地震においては、橋脚の地震時応答とも関連があると見え、橋軸方向に将棋倒しのような形で落橋するものが多いようである。

最近の地震被害の特徴は、耐震工学の進歩にともなって、上部構造だけの単独被害はかなり減少しており、地盤あるいは下部構造の破壊にともなう上部構造の被害が目立って来ている。また支承部が耐震上の弱点になっていることも現代橋梁の欠陥であり、新しい斬新的な脊の設計を開発して行かなければならないものと思う。

新潟地震の教訓により、多少の被害は受けたとしても落橋だけはしないように設計上の配慮をしておくことも大切であろう。

次に、強風による災害を調べて見ると、我国は世界でも有数の台風地帯であるにも拘わらず、橋梁の上部構造に与えられた被害は割合に少ない。例えば、伊勢湾台風が橋梁の上部構造に与えた被害は、10個所に満たない程度で、その大きいものでは吹き落された架設中のトラス橋、落橋した紀伊半島山中の人道吊橋、鉛直材の風琴振動で部材接合部にひびの入ったランガー橋位のものである。

世界的に見ると、何人といっても強風による上部構造の被害は吊橋に圧倒的に多く、無補剛または剛度不十分な古い型式の吊橋に生じている。例えば、スコットランドの Dryburgh Abbey 橋(1818)、英国の Berwick 橋(1820)、ドイツの Nassau 橋、フランスの Roche Bernard 橋(1840)、英国の Brighton Chain Pier 橋(1836)、アメリカの Wheeling 橋(1854)、英国の Menai Strait 橋(破壊)、アメリカの Niagara-Clifton 橋(1888)の落橋、破壊事件が著名である。その後 Tay 橋の事故が教訓となり、風圧に対する横抵抗の重要性が認識され、吊橋にも補剛トラスを付けるようになった。

その後、Brooklyn 橋、Golden Gate 橋、San Francisco-Oakland Bay 橋などの巨大な補剛トラス吊橋が完成し、吊橋の対風安定性については、一応問題はなくなったと考えられたが、1939年と1940年に、米国において補剛トラスの代りにプレートガーダーを用いた大径間吊橋が2橋(Bronx-Whitestone 橋、Tacoma Narrows 橋)完成し、話題を呼んだが、この2橋とも、開通直後から空気力学的不安定性を示し、Tacoma Narrows 橋の方はすでに述べた通り、開通後4ヶ月目に世界橋梁界の注目する中に落橋してしまった。

Whitestone 橋や Golden Gate 橋については、その後色々として研究を行なった結果、補強工事を行なったため、何んらの異状もなく今日に至っている。

最近、構造理論と解析手段の進歩、新構造材料の発達、新工法の開発により、橋は長大化するとともに剛性を減じており、吊橋以外にも風によって励振され易い橋が現われ始めている。橋の耐風安定性、特に動的安定性を増加させる方法には、橋桁の空気力学的特性の改善、剛性の増加、振動減衰能の増加の三つがあり、空気力学的特性の改善は最も有効な方法の一つであるが、現在のところでは、これに関する風洞模型実験を行ない、それぞれの橋につき検証する以外に方法はない。従ってこれらの橋の設計に当っては、風洞模型実験と経験による資料とによりその耐風安全性を確かめることが必要である。

その他の橋梁災害としては、溶接橋梁の脆性破壊、外力による鋼橋部材の座屈崩壊、鉄筋コンクリート橋の気象・環境条件による破壊、鋼橋および鉄筋コンクリート橋の疲労破壊、架設工事時の事故、その他思わぬ原因による事故など数え切れないが、材料力学および構造力学を応用しての力学的理論解析のほか、現象を追求する模型実験によって吟味検討して見る必要があるほか、架設・施工の段取りについても研究を要するし、現場における応力測定も重要な仕事となって来つつある。

鋼橋の脆性破壊の問題については、温度応力の影響について吟味しなければならないし、疲労破壊の問題については、溶接部を対照とする高サイクルおよび低サイクル疲労、腐蝕疲労、温度疲労などを分析する手法を研究すべきである。

それから、架設工事中の災害防止としては、架設・施工技術の改良・進歩に努力するとともに、架設・施工用機械の改良および検討のほか、安全工学の立場からも研究を進めなければならないと思う。

特に、最近のように橋梁専門家の間にも、特技の違う細分化された専門家が輩出されて来つつあるので、細分化の弊害のないように、設計・施工・架設・構造解析、模型実験などの総合技術の発揮出来るような技術陣の組織作りの検討が必要であろう。

また、現代における橋梁災害の特徴は古い時代の災害と違い、狭い視野を有する専門家の盲点によるものもあるから、その除去にも充分注意を払わなければならない。

2. 橋梁の技術的批判

橋梁の設計・施工に関する技術が生み出されるまでには、原始時代より現代に至るまでの度重なる史の変遷を経て発達して来ている。その形式の基本はアーチ橋、吊橋、桁橋の三つから始まっており、時代の進歩とともに、その組み合わせ構造の橋が次々と開発され、現在に及んでいる。

またトラスの力学的理論が確立され、トラス系橋梁の著しい進歩・発達により、上記3形式の橋との組み合わせ構造も直案され、ランガートラス橋、ローゼトラス橋、斜張トラス橋、ニールセン橋、トラス系吊橋などの構想も登場しつつあり、誠に興味深いものを感じる。

次に材料の面から橋の形式を考察するに、コンクリート橋では、鉄筋コンクリート、プレストレスト・コンクリートの材料力的特性が橋の形式を決定する重要な要素となっており、コンクリート自身が引張応力に無抵抗なこととその材料特性のきわめて複雑なことから、あまり複雑な形式の橋に利用することは適当でない。従ってアーチ橋と桁橋が圧倒的に多く、その応用とみられる板橋やラーメン橋も多数架設されており、コンクリート橋にはきわめて適合した形式であろう。

最近特に構造力学の発達、高張力鋼の開発、電子計算機の発達利用、溶接技術の進歩、プレストレス工法、架設技術の進歩など数え切れないほどの科学技術の発達によって、大きくその進路を左右されつつある。

最近床板と床組構造の立体化の思想が基本となった研究、すなわち平面形状と横断面形状を同時に満足する合成桁・箱桁・格子桁・鋼床板などの構造が直橋は勿論斜橋や曲線橋にも利用されるようになって来た。しかしこれらの構造法も完全なものではなく、いろいろと事故の生じた経過などからみて、その不完全性について吟味、研究してみなければならない。

また、長径間の橋梁については、タコマ橋の墜落事件以来、動力学的研究が盛んになったほ

か、世界各国とも海峡に架ける長径間橋梁の計画とその実現に熱を入れるようになり、斜張橋・長径間トラス橋・長径間アーチ橋などの研究が盛んに行なわれるようになり、架設された橋梁も沢山ある。

特に電子計算機プログラムの開発、計測法の進歩により、動力的解析や風洞実験の研究がもっともっと積極的に行われなければならないし、破壊力学的研究も現象の追求の面で是非とも必要になって来る。

それから、橋梁の美学と計画に関する進歩・発達について考察すると、第二次世界大戦後におけるこの方面の斬新的な研究は非常に少なく、専ら旧来の延長程度の進展としか感じられなく、地域環境に調和した景観論的橋の計画と美的追求が切実に望まれるところである。

3. 橋梁の長大立体化について

(1) 概 説

人類の夢は橋梁についていえば、先ず第一にその長大化にあり、最大支間長の記録を更新することであり、第二にはバランスのとれた力学的美観を有することであろう。力学的美観を有することは、無駄な部材はなく、立体化されたバランスのとれたものであると思う。

すでに数十年前に、吊橋学者のスタインマン氏が人類の造る橋の到達出来る最大支間長を2,000 mであろうと予言したが、現在最早、イギリスのハルに1,410 mのHumber橋が1976年に架設され、今後益々その長大化の記録を更新しようとする機運が感じられるので、超高張力鋼の出現、構造力学の進歩、構造法の革新などを考慮に入れると、将来の最大支間長の限界は3,000 m級と考えてもよいのではなかろうか。

橋梁の長大化にともない、当然無駄のない立体構造法の開発が必要になって来るのは、建築構造物の巨大立体化にともなう吊り構造の応用の場合と似かよっている。

橋梁の長大化は各国において港湾・海峡を跨ぐ交通網の計画が立てられるようになったことから生じたもので、吊橋、斜張橋、突桁または連続アーチ橋、突桁または連続トラス橋、その他の組合わせ構造の橋梁がそれぞれの型式の最大支間記録を更新するように発展しつつある。

ここに、橋梁の長大化につれて、大変形による応力問題、対風および対震構造法の開発が必要となり、橋全体としての立体構造化と力学的合理性の吟味・検討などが必至のものとなってしまう。

(2) 長大吊橋の構造法と理論的進展

19世紀に入ってから発達した近代吊橋(補剛吊橋)は、Rankin, Rittler氏等により解析されたが、その後Müller-Breslau, Joseph Melan氏等の弾性理論解析へ進展し、Brooklyn Bridgeを初め数多くの吊橋の設計に輝かしい成果をあげた。しかし、20世紀に入り、支間200 m以上の吊橋では変形量が大きくなり、弾性理論の不適当なことが指摘され、Angustus Jay Dubois,

Josef Melan 両氏の提唱したたわみ理論 (Deflection theory) が登場し、L. S. Moisseiff 氏の採用により Manhattan Bridge の設計に応用された。アメリカでは、Golden Gate Bridge のほか数橋この理論により設計され、世界各国の吊橋の設計に利用されている。

その後、Tacoma Narrows Bridge の崩壊・墜落事件により、動的荷重を受ける吊橋の力学的研究が盛んとなり、耐風構造法に関する研究も行なわれるようになった。

一方たわみ理論の設計計算への応用解法としては、影響線解法、三角級数解法などが発達し、電子計算機の利用にともなって、 β -Loop 法なる実用計算法への進展した。

しかしたわみ理論の仮定も完全無欠ではなく、吊材の間隔が充分密で、しかも伸びのない一枚のケーブルと補剛構桁の間に張り渡されているという仮定で解析されることに批判的な考え方が登場して来たのである。すなわち、吊材の間隔を正當に評価し、吊材全体を膜と仮定することを止めて、一種のトラス構造として解析して行くこととなる。

A. G. Pugsley 氏の示した Flexibility Coefficients Method は膜理論否定への最初の試みであり、その後 D. M. Brotton, G. Arnold 両氏の提示した分配マトリックス法 (Distribution Matrix Method) も収斂の悪さのためあまり用いられず、T. J. Poskitt 氏は Newton-Rappson の反復法を採用した。また S. S. Tezcan 氏は分配マトリックスに対し本質的批判を行ない、大変形理論の立場より一層厳密な解法を提案したが、S. A. Saafan, T. Janiszewski の両氏もその理論を支持した。

そのほか最近における吊橋の動向としては、架設理論を考慮に入れた構造法とその解析が開発され、またプレストレス工法を用いた長径間吊橋の厳密計算法とその設計についての研究が進展しつつある。

(3) トラス系長大橋梁の構造法と理論的進展

吊橋に次ぐ長大橋梁には、支承構造よりすれば、ゲルバーおよび連続型式が用いられ、その構造型式としては、アーチおよび斜張橋型式が有利であり、しかもトラス系橋梁の構造法を採用するのが最も合理的であろう。

立体トラス橋の構造解析は、現在立体骨組構造物としてのマトリックス解法による方法と薄肉閉断面桁に置換しての曲げ捩り構造解析による方法とに大別することが出来る。前者については、三次元剛滑節構造物の変形法による構造解析の汎用プログラムが開発されているが、立体構造物の規模が大きくなると計算機の記憶容量、計算時間の節約のため、色々な解法が考案されており、Spillers, Fenves, Withum, 成岡昌夫, 遠田良喜等の諸氏の貢献がある。また後者については、Wagner, Benscoter, Heilig, Vlasov 等の諸氏の流儀により立体トラス構造を等価板厚を有する薄肉閉断面桁に置換して曲げ捩り理論を適用せんとするものであり、F. Bleich, Wansleben, Reingner, 奥村敏恵, 渡辺啓行等の諸氏の研究論文がある。また有限要素法による構造解析としての汎用プログラムも出来ており、Stuttgart 大学の Argyris 氏による ASKA, ス

イスとスウェーデン協同のSTRIPなどは有名である。小松定夫、西村宣男の両氏は対傾構のせん断変形を考慮に入れVlasov流儀の解析を行なっている。

非線形解析には有限要素法が盛んに用いられて、その効力を発揮しているが、トラス部材の応力が比例限度を超過した場合には、弾塑性解析には滑節および剛節トラスの弾塑性挙動を実験的研究と相俟って吟味して行かなければならない。

そのほか、長大トラスの動力的解析、疲労実験を初めとし、耐風・耐震構造としての鋼床板合成トラス橋の力学的研究などが有意義であると思う。

(4) 斜張橋およびアーチ橋の今後の発展

現在、世界中に架設されている斜張橋の最大支間長は404 mで、フランスのLoire河口に架けられたSt. Nazaire-St. Srévinin橋で、1975年に架設されている。

支間長5位までの平均は351 mとなり、ゲルバートラス橋やアーチ橋に比べればかなり下廻るけれども、年々増大しつつあり、トラス構造法の併用によれば、まだまだ支間の延長が期待出来、将来きわめて有望であろう。

これに対し、長大アーチ橋の歴史は古く、現在の最大支間長の橋は、カナダのバンクーバーに架設されているPortman橋(1964)で、支間長566 mである。支間長5位までの平均が495 mとなり、斜張橋の351 mよりかなり上廻る現状である。

最大支間長の増大には、斜張橋と同様に、トラス構造型式の併用が効果的であるほか、上路橋としての連続またはゲルバー型式の補剛アーチ橋が有望であろう。

また、バランスドアーチ型の連続逆ローゼ橋や連続フイーレンデール橋なども大型橋梁としては有望であると思うが、先ずその力学的研究から解明して行かなければならない。

4. 橋梁の技術的美観

(1) 緒言

橋梁に美を必要とするのは、橋梁が人間生活の必要上より建設されるから、審美的要素も具備しなければならないわけで、人間の文化、社会生活の進歩、発達につれて、技術的美観の価値判断も当然変って来るものと思う。

橋梁の技術美には、力学美、装飾美、造形美、景観美などがあり、これらが混然一体となって、総合的技術美を形成するものである。

(2) 力学美

橋梁の美はその力学的評価と無縁のものであるという考え方は妥当ではなく、力学上よりみた耐久性・安全性、力学上の合理性、力学経済性などがその美観に関与するという新しい考えに基づいて、橋梁美学の理論を展開しなければならない。

元来、橋梁力学はその力のつり合いを基として、その応力と歪を理論計算によって求めようとする学問であるから、各部材のバランスのとれた寸法と配列を定める手法こそ、力学的美観

を追求する「均衡美」の極致発見の鍵となるのではないのでしょうか。

近代橋梁が構造力学の発達により、贅肉の無駄をはぶいた骨格構造として、大型立体化されつつある現在、中世紀以前の橋梁とは違ったダイナミックな美を表示していることに注目されたい。この大型橋梁の美観はそれぞれの部材の機能力を強調した空間形成の美であり、単なる自然美とは異なった「技術美」なる言葉でいい表わされる新しい分野の美意識である。力学が構造技術の基本となっている以上、力学的美観が「技術美」の基本となることは当然であろう。

(3) 装飾美

橋梁の表面や細部の形成における装飾美術については、建築の意匠と造形芸術に準じて美的効果のあるように工夫をしなければならない。

高欄は橋梁の一部であるが、橋全体の美観を左右することが多いから、その装飾についても十分な検討を加える必要がある。橋全体の形からみた美観に合致した高欄の形、構造を解き、それに相応しい装飾技術を開発しなければならない。

橋梁のような立体的の大型構造物は、すでに物質的ならびに力学的に充実した存在であるから、殊更にもその外層に装飾文様を書きそえたり、その細部に構造上不要な装飾的形体を取りつける必要はない。橋梁構造の技術美は、機能力が構造形態に直観化されることにかかっているから、装飾的形式が技術の対象の内から発する合目的のものでなければ、美的効果の高揚されるものにならない。立体構造美に独特の価値を有するような飾飾方法を新しく開発して行くことこそ重要な課題であろう。

(4) 造形美

造形美観の発達は、建築における彫刻や絵画または映画の分野で著しく高揚されて来たが、橋梁のような大型立体構造物の造形美については、彫塑的、絵画的の要素が構築美の方向へ歩みよらなければ、生きた造形美として高揚出来ないと思う。すなわち、空間形式の美的比例の新しい法則を作り上げ、特異の美的感覚による造形美観の確立を図らなければならない。しかし、そと基本はやはり、プロポーション、シンメトリー、高揚と累積、リズム、線の調和、量の大きさなどの選定を重視し、「創造的総合」としての美の形成に努力しなければならない。

また造形美に対し、装飾の効果がどの程度寄与するかというと、個々の部分に装飾的意匠をこらすことによりも、それらがすべて一つの有機的全体に積分されて全体美を作りあげるように工夫しなければ効果はあげられない。人体が適度の化粧をほどこすことにより、美的効果を増大出来るのと似かよっている。

(5) 景観美

橋梁は大なり、小なり野外に建造されるものであるから単独に存在すべき性質のものではなく、周囲の環境に支配されてそれらの背景と一緒に一つ一つの景観を形成すべきものである。

環境との調和適合性の美は、構造美としての重要な審美的要素であり、近代的都市橋梁に対

しては、それに適合した材料と様式を選定し、山村・原野に建造される橋梁に対しては、その風景美に調和適合した材料と様式を選定しなければならない。

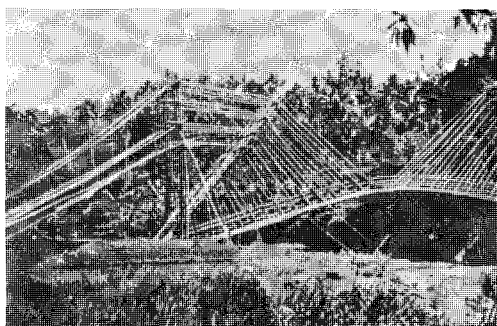
水平に横たわる橋梁が、自然界の三次元空間の中で、それ自身の美的条件を充足するだけでなく、その環境に適合・調和するには、風景美を主、技術美を従とする場合、風景美と技術美が半々に歩み寄る場合、技術美を主、風景美を従とする場合の三通りが考えられる。例えば、未開発の地域に架ける小径間の橋梁の場合は風景美が主で、開発の完成した都市に架ける大径間の橋梁の場合は技術美が主となり、両方の中間の場合には適性の比率で歩み寄らなければならない。

要するに、技術美としては、力学的美、装飾美、造形美、景観美のバランスのとれた橋梁美の創造に努力し、従来には見られないような新しい橋梁美観を新開発しなければならない。

5. 総 括

上述の防災と技術的批判を基として、合理的立体構造よりなる新しい長径間橋梁の型式を創造し、力学と美学の融合した極致を見出すことこそ我々に与えられた使命であろう。

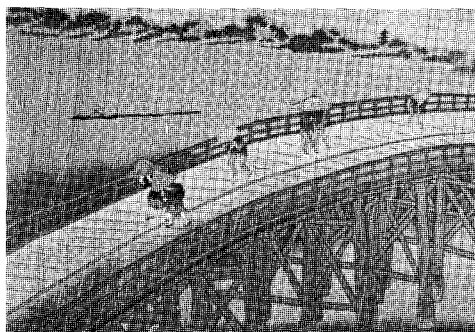
なお、本研究を纏めるに当り、研究報告(1)~(3)の参考文献のほか、下記参考文献に負うこと



写真一 1 原始時代の自然美(竹の橋)



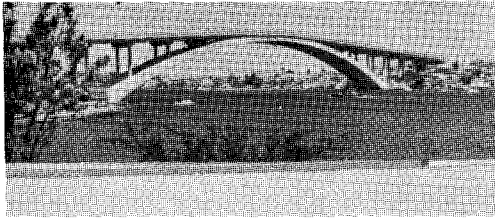
写真一 2 中国の風情美(中世の石造アーチ、楓橋)



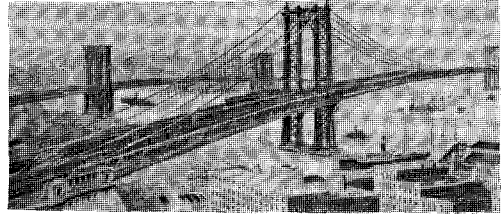
写真一 3 日本の風情美(広重の木版画)



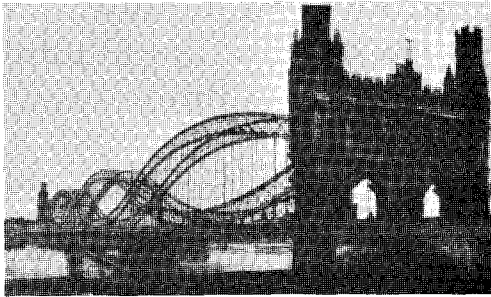
写真一 4 ミラボー橋の装飾美(フランス、パリ、1893)



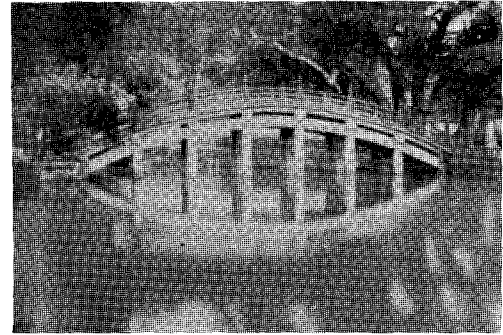
写真一5 グレイデスビル橋の雄大な構造美
(オーストラリア, シドニー, 1964)



写真一6 マンハッタン橋の近代的繊細美
(アメリカ, ニューヨーク, 1909)



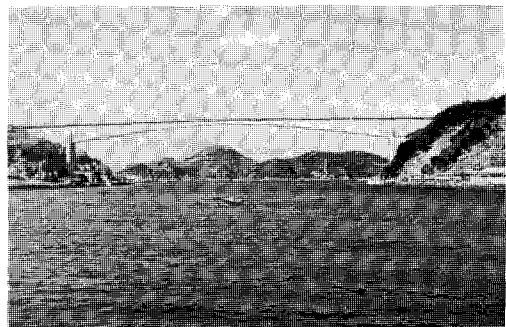
写真一7 エルベ橋の二重アーチ美
(ドイツ, ハンブルグ, 1870)



写真一8 太鼓橋の環境調和美 (日本, 木・石造り)



写真一9 パル・チール橋の立体的安定美
(スイス, 逆ランガー桁, 1925)



写真一10 名護屋大橋の雄大美
(佐賀県, PC 道路橋, 1967)

多大であり、それぞれの著者に対し深く感謝の意を表する次第である。

写真一1～写真一10は、原始時代から現代に至るまでの橋梁の中、特殊な美観を呈すると考えられる10橋を選び、掲載したものである。

(昭和53年5月20日受理)

文 献

- 1) 鷹部屋福平：橋の美学，1～96(1942)，アルス社。
- 2) 鷹部屋福平：世界橋梁写真設計図説，1～188(1931)，正興館。
- 3) 成瀬勝武：橋，1～205(1941)，河出書房。
- 4) 大野 練：大野橋梁汎論，142～162(1932)，淀屋書店。
- 5) 来島 武，成瀬泰雄：世界の橋，1～265(1968)，森北出版。
- 6) 日本道路協会：橋の美，1～110(1977)，丸善k.k.
- 7) 中村良夫：土木空間の造形，1～159(1967)，技報堂。
- 8) 小柳武和，篠原修，田村幸久，中村良夫，樋口忠彦：土木工学大系13 景観論，1～333(1977)，彰国社。
- 9) 竹内敏雄：塔と橋，1～182(1977)，弘文堂。
- 10) 成瀬勝武：弾性橋梁，96～98(1953)，コロナ社。
- 11) 鷹部屋福平：構造力学I，9～55(1955)，彰国社。
- 12) S. P. テイモシエンコ著，最上武雄監訳，川口昌宏訳：材料力学史，1～415(1974)，鹿島出版会。
- 13) 成岡昌夫：構造力学要論，1～24(1974)丸善k.k.
- 14) 防災ハンドブック編集委員会：防災ハンドブック，1～955(1964)，技報堂。
- 15) 亀井幸次郎：災害の構造学，1～136(1969)，理工図書。
- 16) 岡 尚平：橋梁の各種事故例と対策，1～141(1970)，理工図書。
- 17) 久田俊彦：カラムNo. 10，62～66(1964)，八幡製鉄k.k.
- 18) 奥村敏恵：カラムNo. 21，16～26(1966)，八幡製鉄k.k.
- 19) 横道英雄：カラムNo. 21，28～33(1966)，八幡製鉄k.k.
- 20) 平井 敦：カラムNo. 31，77(1969)，八幡製鉄k.k.
- 21) 小西一郎編：鋼橋 基礎編I，1～626(1977)，丸善k.k.
- 22) 小西一郎編：鋼橋 基礎編II，1～1,088(1977)，丸善k.k.
- 23) 小西一郎編：鋼橋 設計編I，1～772(1975)，丸善k.k.
- 24) 小西三郎編：鋼橋 設計編II，1～1,601(1976)，丸善k.k.
- 25) 横道英雄：コンクリート橋，1～646(1962)，技報堂。
- 26) 横道英雄：鉄筋コンクリート橋，1～469(1952)，技報堂。
- 27) 川田忠樹：長径間吊橋の理論と計算，1～204(1969)，橋梁編纂会。
- 28) 伊藤鉦一，成岡昌夫：橋梁と基礎，5-12，39～44(1971)，建設図書。



Basic Research on an Application of Geometric Programming to Sequential Unconstrained Minimization Technique

Hiroyuki Sugimoto

Abstract

Geometric programming provides a powerful tool for solving algebraic nonlinear programming subject to linear and nonlinear constraints, but it is rather difficult to apply the method to a general optimizing problem. In this paper, a penalty term in the transformed objective function in process of the calculation by SUMT is approximated with a single-term posynomial and makes it possible to apply geometric programming to a general minimization problem. This paper also explains the three numerical examples and the approaches to the optimum points are shown in the figures.

1. Introduction

Geometric programming was discovered first by Zener early in the 1960's and after that developed by Zener, Duffin and Peterson. This method provides a powerful tool for solving algebraic nonlinear programming problems subject to linear and nonlinear constraints, and in recent years the application of this method is studied in mainly Chemical and Civil Engineering fields.

Geometric programming displays its ability especially, when the objective function and the constraints are all posynomials and the number of degrees of difficulty is small. Once some of the coefficients in the polynomials are negative or, even if all the coefficients are positive, the number of degrees of difficulty are relatively great, it will be difficult to apply efficiently geometric programming to such problems. Then, to overcome this difficulty, A. B. Templeman proposed to approximate a general function with a single-term posynomial¹⁾, and C. Beightler and D. T. Phillips explained in their book the technique of reducing a polynomial to a posynomial by condensation²⁾. The former paper dealt with the problem of minimum weight design of truss structures. But, in the case of minimum weight design of truss bridges, the number of terms in the objective function is equal to that of the design variables. So, even if each constraint is approximated with a single-term posynomial, the number of degrees of difficulty may be still equal to that of constraints-1 and it is seemed to be hard to use the method to such problems. Until now, the problems were solved principally by Sequential Linear Programming (SLP) or Sequential Unconstrained Minimization Technique (SUMT). But some disadvantages of each technique were pointed out. The former technique requires much memory capacity of a computer, while the latter technique, although the possibility of converging into a global optimum point is improved, requires long computing time in optimizing a transformed objective function. Then this paper deals with the application of geometric programming into the optimization of the transformed objective function. In the method proposed here, the penalty term in the transformed objective function is approximated with a single-term posynomial, and by

applying geometric programming to this function it is possible to get the approximate optimum value by only one iteration, so far as the point is in the feasible region.

In this paper the constraints are to be general polynomials and the objective function to be a posynomial, in which the number of terms is equal to that of the design variables.

2. Posynomial Approximation of Transformed Objective Function

A general optimization problem is defined as follows,

minimize

$$f = \sum_{i=1}^n C_i \prod_{k=1}^n x_k^{\alpha_{ik}}, \quad (1)$$

in which

$$C_i > 0; \quad i = 1 \cdots n,$$

$$x_k > 0; \quad k = 1 \cdots n, \quad (2)$$

subject to

$$g_j \geq 0; \quad j = 1 \cdots m,$$

In equation (1) x_k ($k=1 \cdots n$) are design variables and α_{ik} ($i=1 \cdots n, k=1 \cdots n$) are arbitrary real numbers.

The primary constrained minimization problem defined above is transformed into a sequence of unconstrained minimization problems. The function is as follows,

$$F = \sum_{i=1}^n C_i \prod_{k=1}^n x_k^{\alpha_{ik}} + \gamma_l \sum_{j=1}^m (g_j)^{-\beta}, \quad ; l = 1 \cdots L, \quad (3)$$

in which, γ_l is a response factor and β is an arbitrary positive real number.

If $x_k^{(1)}$ ($k=1 \cdots n$) are feasible values of the variables, the second term in the equation (3) is approximated with a single-term posynomial as follows,

$$\gamma_l \sum_{j=1}^m (g_j)^{-\beta} = C_{n+1} \prod_{k=1}^n x_k^{\alpha_{n+1,k}}, \quad (4)$$

in which

$$C_{n+1} = \gamma_l \left\{ \sum_{j=1}^m (g_j^{(1)})^{-\beta} \right\} \prod_{k=1}^n (x_k^{(1)})^{-\alpha_{n+1,k}}, \quad (5)$$

$$\alpha_{n+1,k} = - \frac{\beta x_k^{(1)}}{\sum_{j=1}^m (g_j^{(1)})^{-\beta}} \sum_{j=1}^m \left(\frac{\partial g_j}{\partial x_k} \right)^{(1)} (g_j^{(1)})^{-(\beta+1)}; \quad k = 1 \cdots n. \quad (6)$$

After all, the primary problem defined by equations (1), (2) is transformed into a problem of optimizing a posynomial with zero degrees of difficulty as follows,

$$F = \sum_{i=1}^{n+1} C_i \prod_{k=1}^n x_k^{\alpha_{ik}}. \quad (7)$$

3. Minimization of An Unconstrained Posynomial

From equation (7) the minimization problem of an unconstrained posynomial is defined as follows,

minimize

$$F = \sum_{i=1}^{n+1} C_i \prod_{k=1}^n x_k^{\alpha_{ik}}, \quad (7)$$

in which

$$\begin{aligned} c_i &> 0 ; i = 1 \cdots n+1, \\ x_k &> 0 ; k = 1 \cdots n, \\ \alpha_{ik} &; \text{arbitrary real numbers, } i = 1 \cdots n, k = 1 \cdots n+1 \end{aligned}$$

The number of degrees of difficulty of equation (7) is equal to zero, so applying geometric programming to it, the design variables \mathbf{x} are obtained easily as follows.

First, the normality and orthogonality conditions are

$$\sum_{i=1}^{n+1} \lambda_i = 1, \tag{8}$$

$$\sum_{i=1}^{n+1} \alpha_{ik} \lambda_i = 0 ; k = 1 \cdots n, \tag{9}$$

in which λ_i ($i=1 \dots n+1$) are dual variables. Matrix expression of equations (8), (9) is as follows,

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & \cdots & 1 & 1 \\ \alpha_{11} & \alpha_{21} & \cdots & \alpha_{n1} & \alpha_{n+11} \\ \alpha_{12} & \alpha_{22} & \cdots & \alpha_{n2} & \alpha_{n+12} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots \\ \alpha_{1n} & \alpha_{2n} & \cdots & \alpha_{nn} & \alpha_{n+1n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \lambda_1 \\ \lambda_2 \\ \vdots \\ \lambda_n \\ \lambda_{n+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{bmatrix} \tag{10}$$

The equation (10) is divided into next two equations.

$$I\lambda + \lambda_{n+1} = 1, \tag{11}$$

$$A\lambda + B\lambda_{n+1} = 0, \tag{12}$$

in which

$$I = [1 \ 1 \ \cdots \ 1] , \tag{13}$$

$$B = [\alpha_{n+11} \ \alpha_{n+12} \ \cdots \ \alpha_{n+1n}]^T , \tag{14}$$

$$\lambda = [\lambda_1 \ \lambda_2 \ \cdots \ \lambda_n]^T , \tag{15}$$

$$A = \begin{bmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{21} & \cdots & \alpha_{n1} \\ \alpha_{12} & \alpha_{22} & \cdots & \alpha_{n2} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ \alpha_{1n} & \alpha_{2n} & \cdots & \alpha_{nn} \end{bmatrix} . \tag{16}$$

The dual variable λ_{n+1} corresponding to the penalty term is obtained by substituting equation (12) into equation (11),

$$\lambda_{n+1} = \frac{1}{1 - IA^{-1}B} \tag{17}$$

By substituting equation (17) into equation (12) the dual variables are obtained as follows,

$$\lambda = -\frac{A^{-1}B}{1 - IA^{-1}B} . \tag{18}$$

Knowing the dual variables λ , the design variables are

$$x_i = 10^{x_i} ; i = 1 \cdots n, \tag{19}$$

in which

$$X = (\mathbf{A}^{-1})^T S, \tag{20}$$

$$S = \begin{bmatrix} \log \lambda_1 - \log c_1 + \log z \\ \log \lambda_2 - \log c_2 + \log z \\ \vdots \\ \log \lambda_n - \log c_n + \log z \end{bmatrix}, \tag{21}$$

$$z = \prod_{i=1}^{n+1} \left(\frac{C_i}{\lambda_i} \right)^{\lambda_i}. \tag{22}$$

In calculating equation (20) \mathbf{A}^{-1} was obtained previously in equation (17) and is constant through the iteration.

The iteration of the method proposed here proceeds as follows :

1. Start with an initial $\mathbf{x}^{(1)}$ and set m, n, c, α and β .
2. Compute \mathbf{A}^{-1} .
3. Set $l=0$.
4. Set $l=l+1, \gamma_l$ and $\mathbf{x}^{(l)} = \mathbf{x}$.
5. Compute $c_{n+1}, \alpha_{n+1k} (k=1\dots n)$ by equations (5), (6).
6. Set \mathbf{B} by equation (14).
7. Compute λ by equations (17), (18).
8. If λ_i is negative, modify $\mathbf{x}^{(l)}$ and repeat from step 5.
9. Compute \mathbf{x} by equations (19), (21) and (22).
10. Repeat from step 4 until the design variables are thought to be converged.

In step 8, in what direction the initial design variables $\mathbf{x}^{(1)}$ are to be modified may be a difficult problem, but it is seemed to be a better way to do it in the direction of loosening the constraints.

Special case having the objective function as follows is considered next,

$$f = \sum_{i=1}^n c_i x_i^d, \tag{23}$$

In this case \mathbf{A}^{-1} is simplified as follows,

$$\mathbf{A}^{-1} = \frac{1}{d} \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 1 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ 0 & 0 & & 1 \end{bmatrix}. \tag{24}$$

Substituting equation (24) into equations (17), (18) and (19), λ and \mathbf{x} are obtained as follows,

$$\lambda_i = - \frac{\alpha_{n+1i}}{d - \sum_{j=1}^n \alpha_{n+1j}} ; i=1 \dots n, \tag{25}$$

$$\lambda_{n+1} = \frac{d}{d - \sum_{j=1}^n \alpha_{n+1j}}, \quad (26)$$

$$x_i = \left(\frac{\lambda_i z}{c_i} \right)^{\frac{1}{d}} ; i = 1 \dots n. \quad (27)$$

4. Numerical Examples

Three numerical examples are solved by the method above mentioned. In these examples the constraints are identical and as follows,

$$g_1 = 4.5x_1 - x_2^2 + 6x_2 - 13.5 \geq 0 \quad (28)$$

$$g_2 = x_1 + 2x_2^2 - 6x_2 + 2 \geq 0 \quad (29)$$

$$g_3 = x_1 \geq 0 \quad (30)$$

$$g_4 = x_2 - x_1 \geq 0 \quad (31)$$

In the feasible region formed by above constraints, as shown in under figures, two optimum points are found and one of them is thought to be a local optimum point.

In these examples β and γ_l are as follows,

$$\beta = 1.0,$$

$$\gamma_l = \gamma_{l-1}/10 ; l = 2 \dots \dots,$$

$$\gamma = 1.0,$$

and in 4-1 and 4-2,

$$x_l = 0 .$$

4-1 Example 1

The objective function is as follows,

$$f = x_1^d + cx_2^d \quad (32)$$

Referring to equations (27), (28) and (29), the problems in the case of $d=1,2$ and $c=0.1, 0.5, 0.8$ were calculated respectively. The results are in Tables 1-1~2-3 and the approaches to the optimum point are shown in Figures 1-1~2-3. The dot-dash-lines in these figures are corresponding with the objective functions.

Table 1-1 $d=1.0, c=0.1$

initial value	x_1	x_2	f
(4.0,4.0)	1.0160	2.7433	1.2903
(5.0,0.5)	1.0149	2.7513	1.2900
(2.0,3.0)	1.0208	2.7386	1.2947
(3.0,1.0)	1.0183	2.7359	1.2919

Table 1-2 $d=1.0, c=0.5$

initial value	x_1	x_2	f
(4.0,4.0)	1.1050	2.3593	2.2846
(5.0,0.5)	1.1055	2.3605	2.2858
(2.0,3.0)	1.0996	2.3488	2.2740
(3.0,1.0)	1.9276	0.9593	2.4072

Table 1-3 $d=1.0, c=0.8$

initial value	x_1	x_2	f
(4.0,4.0)	1.1056	2.3455	2.9820
(5.0,0.5)	1.1208	2.3780	3.0232
(2.0,3.0)	1.1126	2.3477	2.9908
(3.0,1.0)	2.3730	0.5257	2.7936

Table 2-1 $d=2.0, c=0.1$

initial value	x_1	x_2	f
(4.0,4.0)	1.1056	2.3476	1.7735
(5.0,0.5)	1.0700	2.4667	1.7533
(2.0,3.0)	1.0739	2.4364	1.7468
(3.0,1.0)	1.0966	2.3628	1.7608

Table 2-2 $d=2.0, c=0.5$

initial value	x_1	x_2	f
(4.0,4.0)	1.1039	2.3380	3.9518
(5.0,0.5)	1.1106	2.3498	3.9944
(2.0,3.0)	1.1149	2.3551	4.0162
(3.0,1.0)	1.0986	2.3415	3.9483

Table 2-3 $d=2.0, c=0.8$

initial value	x_1	x_2	f
(4.0,4.0)	1.1057	2.3405	5.6050
(5.0,0.5)	2.0160	0.8818	4.6862
(2.0,3.0)	1.0979	2.3377	5.5771
(3.0,1.0)	1.9283	0.9584	4.4533

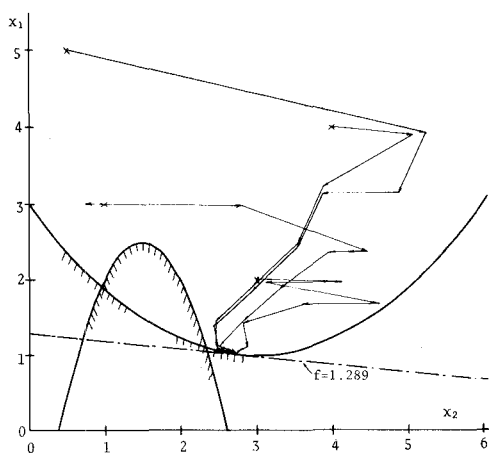


Fig. 1-1 $d=1.0, c=0.1$

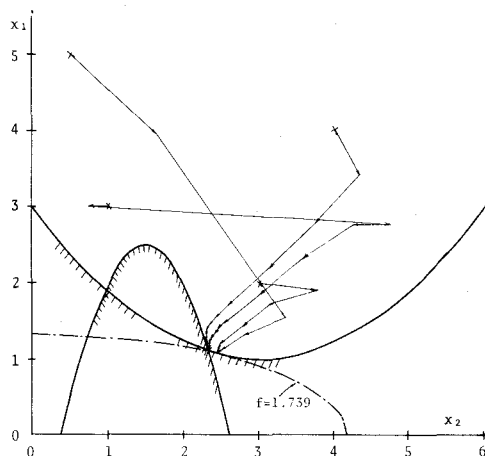


Fig. 2-1 $d=2.0, c=0.1$

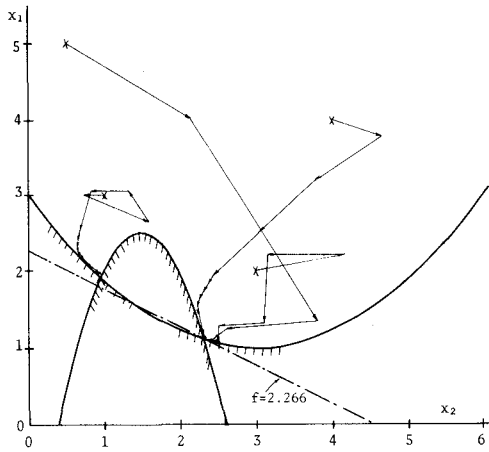


Fig. 1 - 2 $d=1.0, c=0.5$

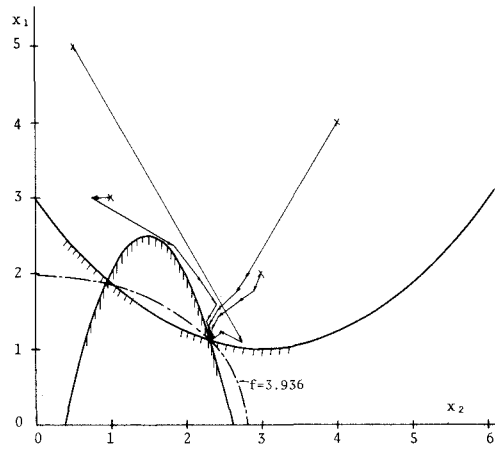


Fig. 2 - 2 $d=2.0, c=0.5$

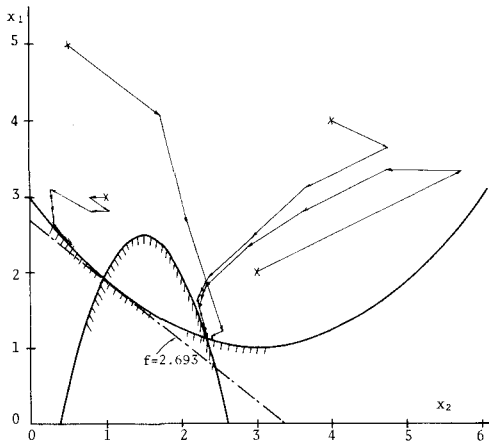


Fig. 1 - 3 $d=1.0, c=0.8$

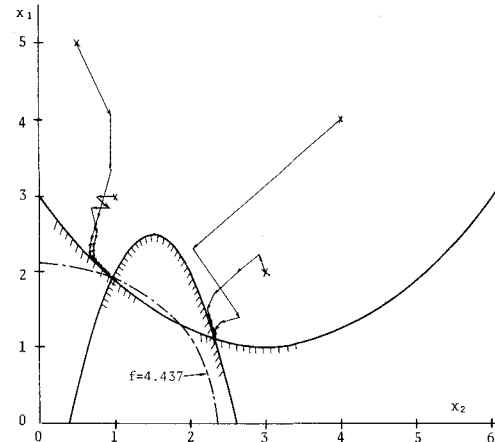


Fig. 2 - 3 $d=2.0, c=0.8$

4-2 Example 2

The objective function is as follows,

$$f = x_1/x_2 + cx_2^2 \quad (33)$$

The problems in the case of $c=0.1, 1.0$ were calculated respectively. The approaches to the optimum point are shown in Figure 3-1 and 3-2.

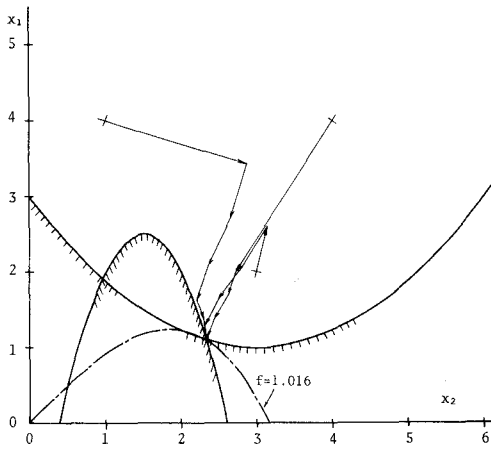


Fig. 3 - 1 c = 0.1

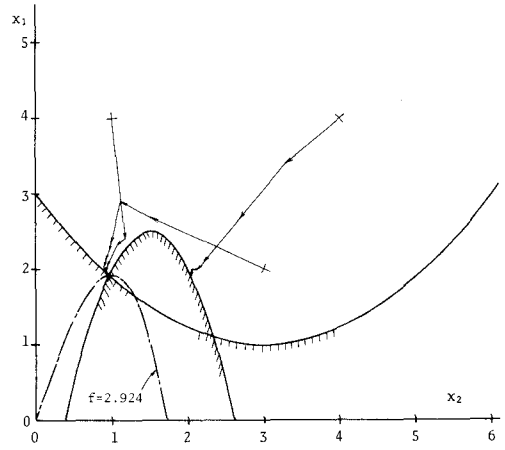


Fig. 3 - 2 c = 1.0

4-3 Example 3

The objective function is as follows,

$$f = x_1 x_2 + 0.1 x_2^2 \tag{34}$$

The function defined above, as shown in Figure 4-1, is not related to the value of the design variable x_1 and approaches to zero, if the design variable x_2 do so. Applying the method proposed here to such a function, it happens to be frequently that the values of λ are negative and that it is difficult to find the direction in which the design variables are to be modified. So, in this paper, the objective function is approximated with a linear function as follows successfully,

$$f = (x_2^{(1)})x_1 + (x_1^{(1)} + 0.2x_2^{(1)})x_2. \tag{35}$$

The approaches to the optimum point in the case of $x_{i1} = 0.5, 1.0$ and 1.5 respectively are shown in Figures 4-1~4-3.

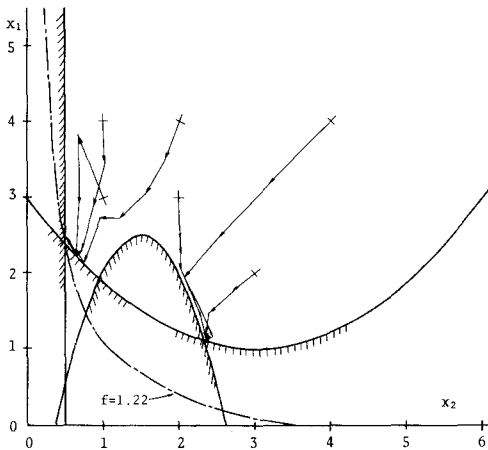


Fig. 4 - 1 $x_{i1} = 0.5$

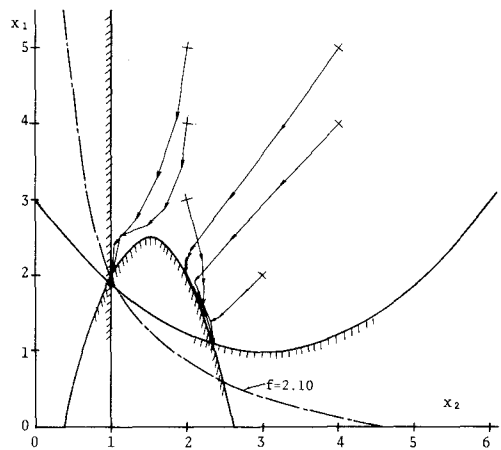


Fig. 4 - 2 $x_{i1} = 1.0$

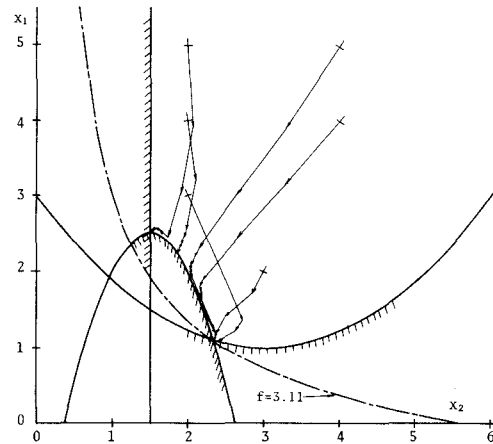


Fig. 4 - 3 $x_i=1.5$

5. Conclusions And Comments

1. Approximating a penalty term in the transformed objective function with a single-term posynomial, it is possible to apply geometric programming to the general minimization problems efficiently.
2. If the initial values are selected properly, the convergence is good as shown in the figures above. And it is noticeable that, in spite of being a global optimum point in a very narrow region in the case of $x_i=1.0$ in Example 3, the design variables approaches to the point very smoothly, when the initial design variables are (5, 2) and (4, 2).
3. Hereafter, by solving more concrete problems, it is intended to make a comparison of the computing time and accuracy of the method proposed here, SLP and SUMT by direct search method or DFP.

(Received May. 19, 1978)

References

- 1) A. B. Templeman, "Optimum Truss Design Using Approximating Functions", Optimization In Structural Design, Springer-Verlag, 1975.
- 2) Charles S. Beightler, Don T. Phillips, "Applied Geometric Programming", John Wiley & Sons, 1976.

多孔整流設備による接触高速凝集沈殿池の 水流整正に関する研究

穂 積 準

A Study on Flow Regulation in Upflow Solids Contact Clarifiers by Perforated Baffles.

Hitoshi Hozumi

Abstract

The effects of the structure of perforated baffles on the dispersion coefficient of supernatant zone above floc blanket were studied. The experiments were carried out by using a model unit of the floc blanket type clarifiers and the dispersion coefficient was calculated from the measured concentration distribution of mother floc particles in the supernatant zone.

The results are summerized as follows;

1. The volumetric efficiency of the unit is much increased by the settling of perforated baffles, independent of its structure.
2. The dispersion coefficient is independent of the thickness of the baffles at heigher values than 10 cm.
3. The dispersion coefficient is increased in proportion to the distance between the centers of openings in the baffles, and to the 0.7th power of the ratio of total area of openings to the cross sectional area of the flow.
4. When the ratio mentioned above is smaller than about 8 per cent and upward flow velocity is lower than 5 cm/min at the same time, floc particles accumulate on the baffles and the dispersion coefficient increase conversely.
5. It seems the ratio from 0.15 to 0.20 is suitable for upflow solids contact clarifiers.

1. は じ め に

沈殿池の処理効率は除去対象粒子の沈降速度と池内水流状態によって決定されるが、実際の処理においてはその処理効率は主として池内水流の良否によって支配される。このため、水平流沈殿池では一般に流入・流出端に整流設備を設けて池内水流の整正をはかっている。場合によってはさらに中間整流壁、導流壁や傾斜板等の池内構造物を設置し、池内水流を整正して容量効率を高めるための工夫がなされている。これに対して、既存の接触高速凝集沈殿池では整流設備を有するものは皆無に等しい。筆者等¹⁻³⁾は、接触高速凝集沈殿池の固液分離機能に関して一連の研究を行ない、その処理効率は本装置において最も重要な操作と考えられている接触フロップ形成よりはむしろ固液分離部における水流状態によって大きく支配されることを確認し、整流設備の設置によって水流の均等化を効果的になし得る結果、負荷流量を増大せしめ、

かつ、流出水中への懸濁物質の逸出を著しく軽減し得ることを示し、固液分離部における混合拡散係数に及ぼす上昇流速、フロックブランケット層の厚さ及びその空間率の影響について明らかにした。混合拡散係数に影響を及ぼす因子としては上記のもの他に整流設備の形状が考えられる。

本報告は、接触高速凝集沈殿池の改良を目的として、固液分離部におけるフロックの混合拡散輸送の観点から整流設備の形状の相違による水流整正効果について検討したものである。

2. 清澄部の混合拡散係数の算定法

丹保と穂積³⁾は、フロックブランケット型接触高速凝集沈殿池の固液分離部に対して、ブランケット界面と清澄部との間に既成フロック群濃度が急激かつ不連続的に変化する薄層の存在を仮定して図-1に示すような拡散輸送モデルを考え、清澄部における既成フロックの拡散輸送に対して次式を提示した。

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D_{zc} \frac{\partial^2 C}{\partial \bar{z}^2} + (W_t - V_s) \frac{\partial C}{\partial \bar{z}} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 C ：清澄部の既成フロック濃度、 t ：時間、 \bar{z} ：薄層上面から上方への距離、 D_{zc} ：清澄部における混合拡散係数、 W_t ：既成フロックの単一終末沈降速度、 V_s ：空塔上昇速度。式(1)は沈降速度($W_t - V_s$)なる粒子の横方向の流れのない静止容器中における垂直濃度分布の時間変化を与える式と同一である。したがって、定常状態において薄層上面 $\bar{z} = 0$ における既成フロック濃度を $C = C_0$ とすると、式-1は式-2のようになる。

$$\ln \frac{C}{C_0} = -\frac{\Delta W}{D_{zc}} \bar{z} = -K \bar{z} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $\Delta W = W_t - V_s$ ：既成フロックの清澄部での相対沈降速度、 $K = \Delta W / D_{zc}$ 。 C_0 は上昇流速の関数で上昇流速の増大とともにその値は大きくなる。

したがって、清澄部における既成フロックの垂直濃度分布を測定し、縦軸に C 、横軸に \bar{z} をとって片対数グラフにプロットすると直線が得られ、その直線の勾配と ΔW_t とから D_{zc} を求めることができる。式-2による D_{zc} の測定は押し出し流れに乱れが加わった場合に意味を持つもので、水流に偏りあるいは死空間等が存在する場合には水流状態を別途に求めておく必要がある。ただし、この場合は D_{zc} が著しく大きくなるので、整流設備の良

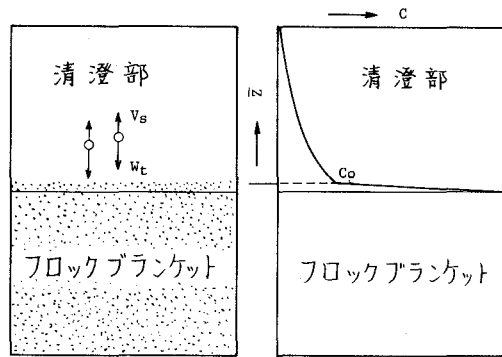


図-1 拡散輸送モデル

否を判定する上では支障はない。

ところで、フロックブランケット層内では攪拌部においてフロック形成を終えて固液分離部の下部から流入してくる小フロックは接触捕集反応によって既成フロックに吸合されるが、一部の末反応吸合粒子は上昇流によって清澄部へ漏出し減衰することなく流出水中へ出て行く。したがって、清澄部における既成フロックの垂直濃度分布を知るためには、全濃度成分から漏出小フロックに由来する濃度成分を差し引かねばならない。既成フロックは小フロックに比して大きくその沈降速度が速いので、採取試料を3～5分間静置して残留濃度を測定し、これを漏出小フロック濃度とする簡単な方法もあるが、ここでは以下に示すような方法によって漏出小フロック濃度を求めた。拡散輸送を伴う場合のフロックの物質収支式は次のように示される。

$$\frac{\partial \phi}{\partial \theta} + \frac{\partial \phi}{\partial \varphi} = \frac{1}{2M} \frac{\partial^2 \phi}{\partial \varphi^2} + \frac{d\phi}{d\theta} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $\phi = C'/C'_0$, $\theta = t/(L/u)$, $\varphi = z'/L$, $2M = uL/\bar{D}_z$, C' , C'_0 : それぞれフロックブランケット層の任意の水平面および最下端における小フロック濃度, t : 時間, z' : フロックブランケット最下端からの垂直距離, L : フロックブランケット層の厚さ, $u = V_s/e$: フロックブランケット層内の平均流速, e : フロックブランケットの空間率, \bar{D}_z : フロックブランケット層における平均混合拡散係数。又、既成フロックによる小フロックの接触捕集反応は式-4で与えられる⁴⁾。

$$\frac{d\phi}{d\theta} = -\frac{3}{2} q \frac{(1-e)L}{D_p} \phi \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 D_p : 既成フロックの直径, q : 接触捕集効率で、直径 50μ 以上の小フロックに対しては $q \approx 0.1$ である⁴⁾。式-4を式-3に代入し、流入端で逆混合がなく、又、清澄部では小フロックの減衰がないものとして、定常状態で式-4を解いて $\varphi=1$ における ϕ を求めると式-5のようである。

$$\phi_* = \frac{2K_* \exp(M)}{(1+K_*) \exp(K_*M) - (1-K_*) \exp(-K_*M)} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 ϕ_* : $\varphi=1$ における ϕ 値で清澄部への漏出小フロック濃度, $K_* = \sqrt{1+2K_cL/M}$, $K_c = 3q(1-e)/2D_p$ 。そこで、 e , D_p および \bar{D}_z を知れば、式-5によって ϕ_* を算定できる。 e と D_p は後述するような方法で求められる。一方、 \bar{D}_z の測定はトレーサー法等によらねばならず、その測定が困難な場合には次のような簡便法によって ϕ_* を求めることができる。清澄部における混合拡散係数 D_{zc} は $\varphi=1$ における混合拡散係数に等しいとみなせるので、まず $\phi_* = 0$ として測定濃度分布から D_{zc} を求め、この D_{zc} から \bar{D}_z を推算する。次いで、 \bar{D}_z を用いて求めた ϕ_* を測定濃度から差し引いて補正濃度分布を求め、再び上記の計算を行なって \bar{D}_z を推定して ϕ_* を計算する。以下同様の計算を繰返して ϕ_* の収束値を求めて漏出小フロック濃度とする。

注一) 既成フロック群が高濃度で懸濁浮遊しているフロックブランケット層内では、混合拡散係数 D_z は流入端からの距離 z' とともに変化するので一定ではないが、簡単のためその平均値を用いることとした。一方、単に水の水深 1 m 程度の清澄部では水流の乱れ等は殆んど減衰せず、その混合拡散係数 D_{zc} は変化しないものとして扱ひ得るので、 D_{zc} は $z'=L$ における D_z に等しいとみなし得る。

[注二] 筆者等³⁾は孔中心間隔 1.5 cm、開孔率 20% の整流設備を用いて実験を行ない、 D_z に関して次式を得た。

$$D_z = Ue^{2z'/b} / a(z'+b) = V_s / a'(z'+b')$$

ここで、 a, a', b : 係数、 b は比較的小きな値であり、 z' が大きいときには $b \approx 0$ においても実用的には差しつかえない。

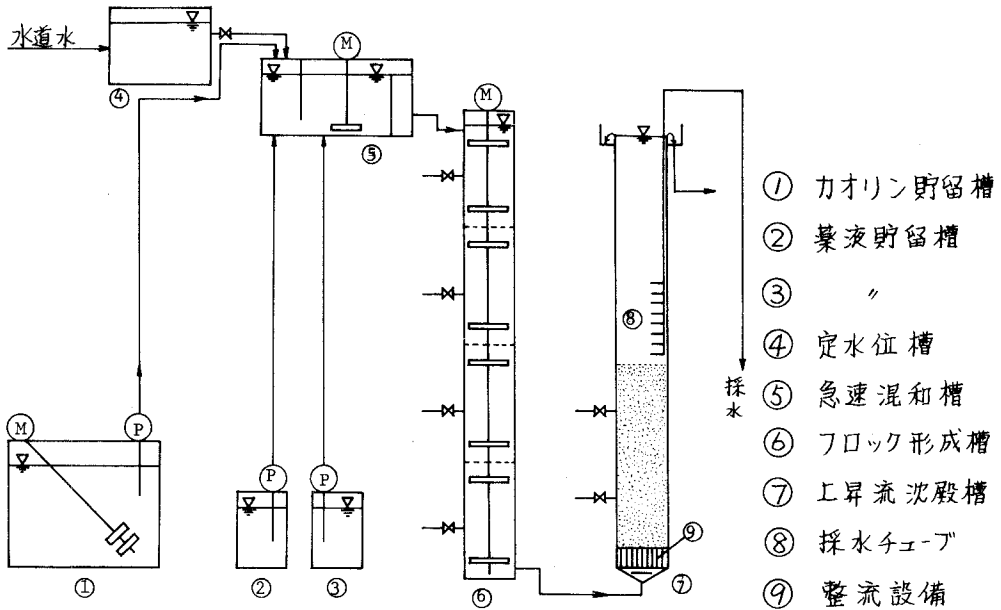
D_z の推算は b の値として既報³⁾に示した b 値を代用し、次のようにして行なった。 $\phi_s = 0$ として求めた $D_{zc}(z'=L$ における $D_z)$ から a' を求め、上式を積分して $z'=0 \sim L$ 間の D_z の平均値を第 1 次推算値とした。

3. 実験装置及び方法

3-1 実験装置

実験は図一 2 に示すようなフローシートに基づいて行なった。実験装置の概要は次のようである。

- i) 混和槽: 35×30×60 cm の塩化ビニール板製で 3 槽に分けられており、第 1 槽では粗製カオリン懸濁液と水道水が加えられ、第 2 槽では PH 調整剤が添加され、第 3 槽では凝集剤が添加されて 250 rpm の急速攪拌が上昇流速 5 cm/min のときで 10 分間行なえるようになっている。
- ii) フロック形成槽: 20×20 cm の水平断面を有する高さ 200 cm のアクリル板製の角型槽で、有孔仕切り板によって等容積の 4 室に分けられており、各室とも 2.5×19 cm の 2 枚の平羽根によって完全混合に近い状態の水流が得られるようになっている。攪拌は槽上部に取付けられ



図一 2 実験装置のフローシート

た駆動装置とギアによってなされ、30 rpmの緩速攪拌が13~40分間行なえるようになっている。

iii) 上昇流沈殿槽：フロックブランケットを懸濁浮遊する沈殿槽は20×20 cmの水平断面を有する高さ190 cmの亚克力板製の角型槽で、底部流入口直上には流入噴流の運動エネルギーを分散減殺するための阻流板が付され、その上部に種々の蜂の巣型整流設備が取り付けられ、不均一流入による池内水流の偏りを軽減し得るようになっている。又、側面にはフロックブランケットの厚さを任意に調節し得るようにスラリー引出し管が取り付けられている。

iv) 濁度測定用試料採取チューブ：清澄部のフロック群の垂直濃度分布を測定するために、内径約6 mmのガラス管が図-2に示すように上昇流沈殿槽の側面に縦方向に3 cm間隔に8個取り付けられている。ガラス管先端の開孔口は内径1~2 mmで、側壁内面より3 cmの位置に固定されている。試料はサイフォンによって採取される。

v) 沈降分析管： W_t と e を求めるために用いられた沈降分析管は側面にスケールを付した内径1インチの透明亚克力樹脂製の円筒で、その上部には不攪乱試料採取のためのバルブが付されている。試料採取後底部にゴム栓を付す。上端のバルブ取付面から下端のゴム栓上面までの有効高は106 cmである。

vi) 整流設備：実験に用いた整流設備は表-1のようで、板厚、孔中心間隔及び開孔率を変化させたものである。

表-1 多孔整流設備の種類

種類 諸元	A	B	C	D	E	F	G
孔 径(cm)	0.9	0.9	0.9	1.3	1.8	0.9	0.9
孔 数(個)	10×10	10×10	10×10	7×7	5×5	7×7	13×13
板 厚(cm)	5	10	15	15	15	10	10
孔中心間隔(cm)	2.0	2.0	2.0	2.9	4.0	2.9	1.5
開 孔 率(%)	15.9	15.9	15.9	16.3	15.9	7.8	26.9

3-2 実験方法

実験は上昇流速を5~15 cm/minの間で種々変化させ、次のような手順に従って行なった。
 ①あらかじめカオリン 100 mg 当り 0.4~0.5 mg のアルギン酸ソーダーを添加しておいた所定量のカオリン懸濁液を定量ポンプで混和槽に送り、濁度 100 ppm となるように定水位槽で計量した水道水で希釈混合する。
 ②ジャーテストで設定した条件に従って凝集剤注入後の PH が 6.9~7.2 となるように NaOH 溶液を、又、注入率が 40 ppm もしくは 30 ppm となるように硫酸アルミニウム ($Al_2(SO_4)_3 \cdot 18H_2O$) 溶液をそれぞれ所定量ずつ定量ポンプで順に添加し、急速攪拌を行なう。
 ③次いで、生成された初期フロック群をフロック形成槽の上部から流入させて緩速攪拌を行なう。
 ④フロック形成後の懸濁液を上昇流沈殿槽に流入させる。
 ⑤同時に、同一薬注条件下で生成しておいた既成フロック群を沈殿槽の底部に静かに注入してフロックブランケットを構成する。
 ⑥フロックブランケットの既成フロック群が全てフロック形成槽からのフロックに置換されるまで連続運転し、引き続き側面のスラリー引出し管によってフロックブランケット厚を 70 cm に調整しつつ連続運転を行なう。
 ⑦フロックブランケットを十分安定させ

で定常状態に達せしめた後、濁度測定用チューブのコックを開いてチューブ内の水を捨て、澄清部の各水深からの試料をビーカーに採取する。試料の採取速度は試料が液滴となって落下する程度とし、できるだけ同一水平断面から試料を採取する。⑧試料をスターラーで十分攪拌してフロックを完全に破壊してからその濁度を測定する。⑨所定の時間経過後、フロックブランケットから既成フロック群スラリーを沈降分析管に不攪乱採取し、架台に垂直に静置して所定時間毎のスラリー界面高を測定する。

4. 実験結果と考察

式一2と式一5を用いて D_{zc} を求めるためには W_t , D_p および e を知らねばならない。しかしながら、フロックブランケット層内の既成フロックの体積濃度が高く、しかもフロック自体がぜい弱で破壊・変形性に富むので、個々のフロックを破壊することなく採取して W_t と D_p を測定することが困難であり、又、 e を直接測定することも難しい。そこで、フロックブランケットからスラリーを不攪乱採取して界面沈降試験を行ない、次のような間接的な方法によって W_t , D_p および e を求めた。式一6の界面沈降速度式から e と W_t を求め、又、フロックを正八面体と仮定して丹保等⁵⁾が与えた式一7の沈降速度式および式一8の密度関数から D_p を求めた。

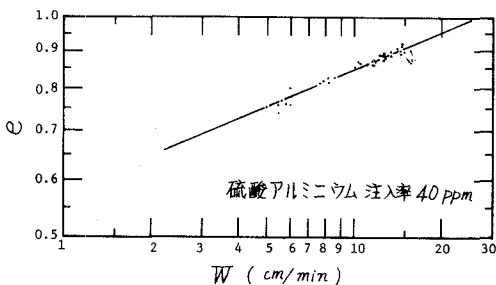
$$e' = (W/W_t)^n \dots\dots\dots (6)$$

$$W_t = g\rho_e D_p^2 / 34\mu \dots\dots\dots (7)$$

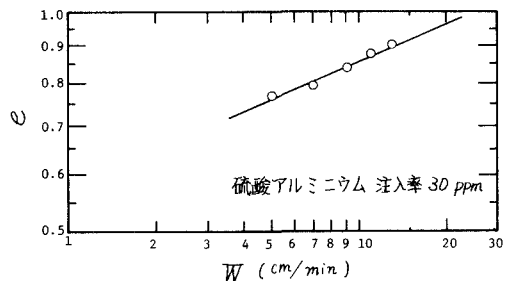
$$\rho_e = \rho_f - \rho_w = a/D_p^{K_p} \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 e' : 等速沈降時のスラリーの空間率で、後述するようにフロックブランケットの空間率にほぼ等しい。 W : スラリーの等速界面沈降速度、 ρ_e : フロックの有効密度、 ρ_f, ρ_w : それぞれフロックと水の密度、 g : 重力の加速度、 μ : 水の粘性係数、 n, a, K_p : 定数。

種々の整流設備を用いた場合の界面沈降曲線から凝集剤注入率 40 ppm と 30 ppm のスラリーに対する e' と W_t の関係を求めて両対数グラフに描くと図一3の(a)および(b)の直線のようなものである。この場合の e' は粒子同志が相互に接触し合った状態における空間率を 0.38 と仮定



図一3(a) Wとe'の関係



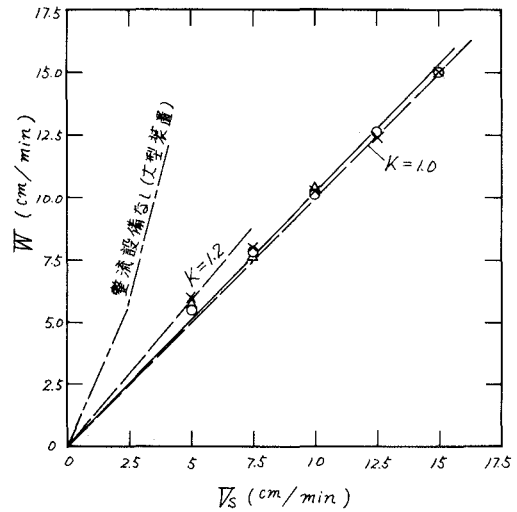
図一3(b) Wとe'の関係

して求めたものである。この値は球形粒子を不規則充填した場合の空間率の平均値である。⁶⁾ 図一3の直線から n を求めると、筆者³⁾が既に求めた結果と同じく $n \approx 0.17$ である。又、 $e' = 1$ の点に対応する W_t を求めると、凝集剤注入率 40 ppm で $W_t \approx 26 \text{ cm/min}$ 、凝集剤注入率 30 ppm で $W_t \approx 25 \text{ cm/min}$ である。

式一8の定数 a と K_p はフロックブランケット層の既成フロックに対する過去の実測結果では $a \approx 5.4 \times 10^{-4} \text{ g/cm}^3$ および $K_p \approx 1.41$ である²⁾。既成フロックは攪拌生成直後の新鮮なフロックに比して高い密度を有し、その密度は先行するフロック形成条件の影響を殆んど受けない。これは、既成フロックがブランケット層内に長時間浮遊滞留している間に水流のせん断等によって周密化作用を受け、より小さな一定の含水率を有するようになることによるものである。そこで、ここでも上記の a および K_p を採用して、図一3から求めた W_t と式一7および式一8から D_p を求めると、凝集剤注入率 40 ppm で $D_p \approx 0.12 \text{ cm}$ 、凝集剤注入率 30 ppm で $D_p \approx 0.11 \text{ cm}$ である。

以上の結果から、凝集剤注入率 40 ppm の場合には $W_t = 26 \text{ cm/min}$ 、 $D_p = 0.12 \text{ cm}$ 、凝集剤注入率 30 ppm の場合には $W_t = 25 \text{ cm/min}$ 、 $D_p = 0.11 \text{ cm}$ を用い、又、 e としては図一3の e' を用いて、 ϕ_* と D_{zc} を決定した。

次に、フロックブランケット層における水流の偏りについて検討する。図一4は種々の整流設備を用いた場合の W と V_s の関係を示したもので、両者の関係はほぼ直線で示される。水流の偏りはこの直線の勾配から次のように求められる。偏流の存在しない理想的な流況下ではスラリーの界面沈降速度 W と空塔上昇流速 V_s とは等しい。偏流あるいは死空間が存在して流れに対する有効断面積が減ずる場合には上昇流速は過大となり、フロックブランケットはこの上昇流速と平衡したより大きな空間率の状態では浮遊する結果、



図一4 W と V_s の関係

その空間率に対応したより大きな界面沈降速度を持つ。つまり、この場合の界面沈降速度は有効断面内を通過する上昇流速に等しい。ところで、フロックブランケット層内の実上昇流速は空塔上昇流速を対応する空間率で割ったものに等しい。したがって、偏流が存在する場合のフロックブランケット層の容量効率 E_B は式一9のように与えられる。

$$E_B = \frac{(V_s/e)}{(W/e')} \times 100 = \frac{1}{K_B} \cdot \frac{e'}{e} \times 100 \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $K_B = W/V_s$ で、図-4のように W と V_s の関係が直線で近似し得るときには直線の勾配で与えられる。理想的な流況下では $K_B = 1$ で、 $e = e'$ である。式-9 に式-6 の関係を代入すると次式のようになる。

$$E_B = K_B^{-(1-n)} \times 100 \dots\dots\dots (10)$$

図-4 の直線から K_B を求めると $K_B = 1.0 \sim 1.2$ 程度で、これと $n = 0.17$ を用いて E_B を求めると 85~100% となり、ほぼ理想的な流況が得られていることを示している。この程度の E_B であれば、 e と e' は近似的に等しいとみなしてよい。図-4 には整流設備のない場合の実測例が併せて示されているが、整流設備を設けることによって容量効率を高め、装置の処理効率を著しく改善し得ることを示している。なお、図-4 の結果からは整流設備の構造の良否を明確に判断することはできない。

本実験における既成フロックの逸出は容量効率の高いほぼ理想的な流況下におけるもので、2 節に述べた方法によって求められる D_{Zc} は固液分離部における水流の良否を物理的に表わ

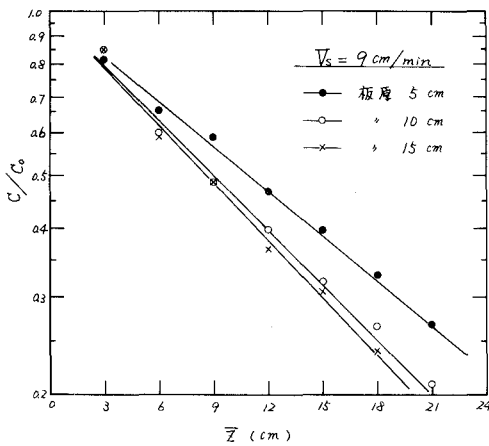


図-5(a) C/C_0 と Z の片対数プロット

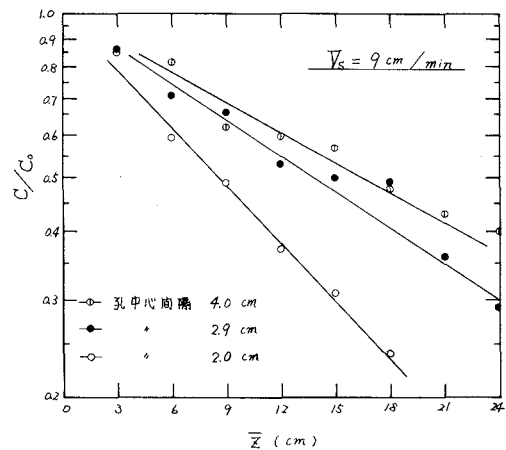


図-6(a) C/C_0 と Z の片対数プロット

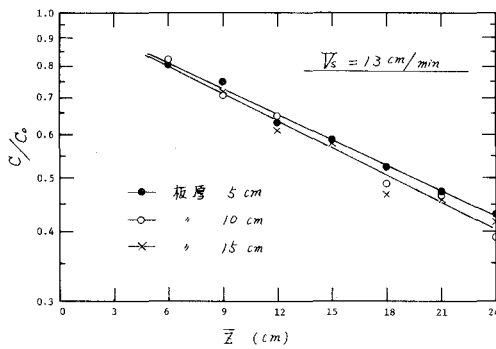


図-5(b) C/C_0 と Z の片対数プロット

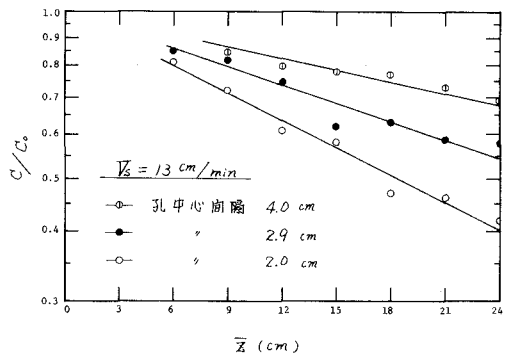
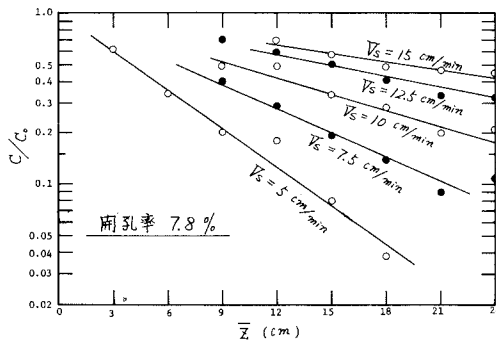


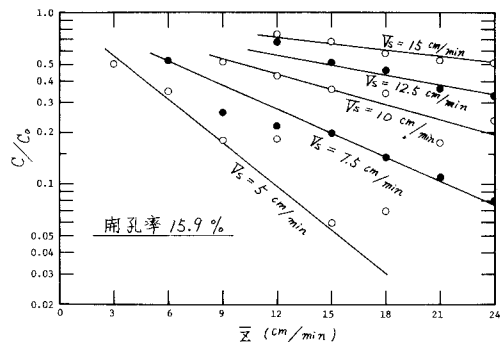
図-6(b) C/C_0 と Z の片対数プロット

すものと考えられる。又、フロックブランケットの既成フロック群は水流整正効果のある程度有しているが、この場合には整流設備の種類によらずその空間率(既成フロック群の体積濃度)は同一上昇流速下では同じであるので、以下に示す D_{zc} の相違は整流設備そのものの相違によるものと考えられる。

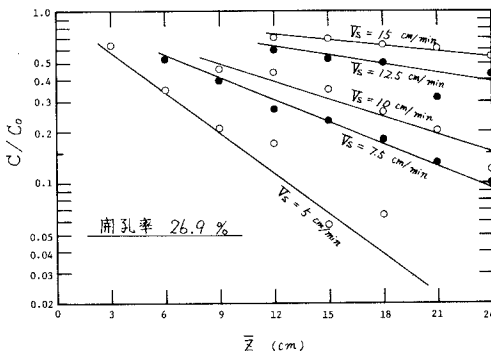
図一5は他の条件が同じで板厚のみが異なる整流設備A, B及びCを用いた場合の清澄部における既成フロックの垂直濃度分布を $V_s = 9 \text{ cm/min}$ と $V_s = 13 \text{ cm/min}$ の場合を例にとって示したものである。同様に、図一6は板厚と開孔率が等しく孔中心間隔が異なる整流設備C, D及びEを用いた場合の既成フロックの垂直濃度分布を $V_s = 9 \text{ cm/min}$ と $V_s = 13 \text{ cm/min}$ の場合を例にとって示したものである。この場合の整流設備はそれぞれの開孔直径を変えることによって、開孔率を変えることなく孔中心間隔を変化させたものである。又、図一7は板厚と開孔直径が等しく開孔率及び孔中心間隔が異なる整流設備B, F及びGを用いた場合の既成フロックの垂直濃度分布を V_s をパラメーターとして示したものである。既成フロックの



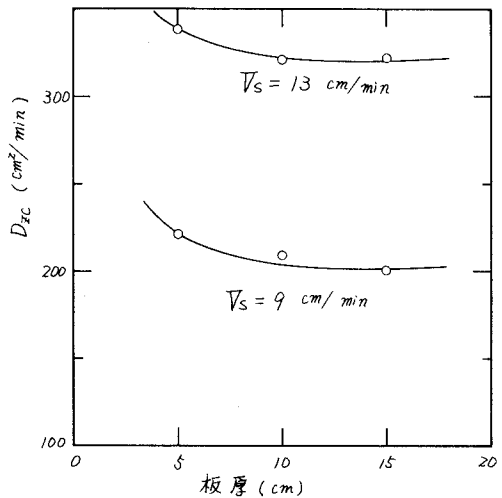
図一7(a) C/C_0 と \bar{Z} の片対数プロット



図一7(b) C/C_0 と \bar{Z} の片対数プロット



図一7(c) C/C_0 と \bar{Z} の片対数プロット



図一8 D_{zc} と板厚の関係

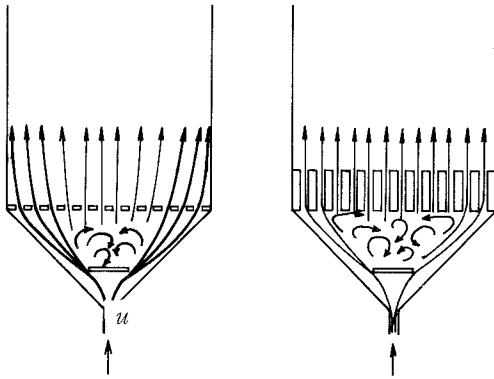
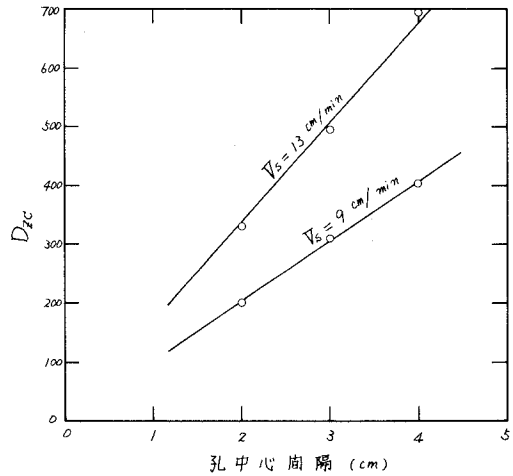


図-9 板厚の相違による水流の模式図

図-10 D_{zc} と孔中心間隔との関係

垂直濃度分布はいずれも片対数グラフ上で直線で近似することができ、この直線の勾配とときに求めた W_t 及び V_s から D_{zc} を求め得ることを示している。

図-5の直線の勾配から D_{zc} を求めると図-8のようである。板厚 15 cm の整流設備の D_{zc} を 1 とし、板厚による D_{zc} の相違を比較すると、板厚 10 cm では 1.0~1.05 倍、板厚 5 cm では 1.05~1.1 倍で、 D_{zc} は板厚によって若干異なる。図-9に模式的に示すように、水流はまず整流設備の下部に付された阻流板によって乱されて拡がるがこれのみでは完全ではなく、さらに整流設備を通過する際に抵抗を受けて全断面一様に拡がる。この場合、整流設備の板厚が極めて薄く開孔を通過する際の抵抗が小さいと、水は阻流板通過後の流れ方向に沿って開孔をそのまま素通りしようとするので、水流は全断面一様に拡がるまでには至らない。このときにはフロックブランケットの容量効率若干小さくなる。整流設備の板厚がある程度厚くなると、水流は開孔内壁に衝突して乱されその流向が変化するのでより大きな抵抗を受ける。そのため、水の一部は分配水量が少なく抵抗の小さい開孔部分に向って流れ、各開孔への分配はより均等化されて水流整流効果は高くなる。図-8はこのような板厚の効果を示している。しかしながら、本実験の板厚 5 cm 以上の整流設備では、 D_{zc} に及ぼす板厚の影響はそれほど大きくはなく、板厚 10 cm 以上の整流設備ではその水流整流効果はほぼ等しいものとみなし得る。

図-10は、図-6の直線の勾配から求めた D_{zc} を整流設備の孔中心間隔に対してプロットしたものである。 D_{zc} は孔中心間隔の増大とともに直線的に増大し、筆者等³⁾が既に推測したように D_{zc} は概略孔中心間隔に比例する。 D_{zc} はフロックブランケット界面 L における混合拡散係数 D_z に等しく、 D_z は流入端からの距離 z' とともに変化するが、整流設備直上 $z' = 0$ 付近の水流の混合状態に大きく左右される。整流設備の開孔を通過して流入してくる水は噴流となって上昇し、隣接する噴流と相互に衝突して乱されて混合し、全断面一様に拡がって上昇する。こ

の場合の衝突する噴流の幅は孔中心間隔に等しく、又、噴流が衝突する垂直距離は孔中心間隔に比例する。したがって、整流設備直上の乱れのスケールの最大寸法は縦横とも孔中心間隔によって規定される。又、噴流の変動速度はその軸上流速に比例し、噴流の衝突位置における軸上流速は噴流が全断面一様に拡がったときの流速で代表し得るので、整流設備上の乱れ強度はフロックブランケット層の実上昇流速に比例する。乱流場では拡散係数は混合距離あるいは現象を支配する渦のスケールと乱れ強度との積で定義されるので図-10の結果は混合距離が孔中心間隔に比例することを示すものと考えられる。

〔注-3〕流れの場合における拡散現象は分子拡散現象との対応類推によって取り扱われ、乱流場では時間平均速度からのずれ速度（乱れ強度）による物質輸送現象に関して混合距離を導入して乱流拡散係数を定義している。さらに、断面平均速度からのずれ速度による物質輸送では縦方向分散係数を導入し、これを乱流拡散係数と流速分布の関数として取扱ったりしている。ここでは流れの全ての影響を含んだものを混合拡散係数として扱っているため、混合距離に相当するようなスケール概念を単純には想定し得ないが、移流拡散における縦方向分散係数が乱流拡散係数と定数のみを異にする同一関数形で与えられていることから、みかけの混合距離といったものの想定が可能であると考えられる。なお、図-10の結果は等方性乱流場における乱れ発生格子背後の渦の平均径に関するテイラーの実験結果⁷⁾あるいは多孔媒体中における縦方向拡散係数と粒子間距離との関係⁸⁾に符号するものである。

図-11は、図-7から求めた D_{zc} を V_s をパラメーターとして開孔率に対してプロットしたものである。ただし、 D_{zc} に及ぼす開孔率の影響をみるために、図-10の結果を考慮して縦軸には D_{zc} を孔中心間隔で割った値をとった。開孔率の増大に伴う D_{zc} の増加傾向は、 $V_s > 10$

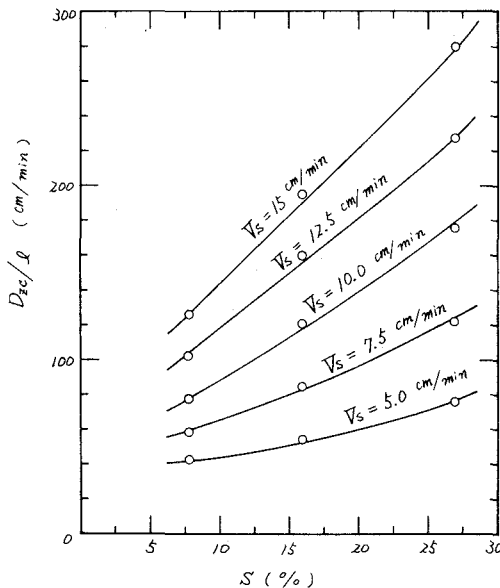


図-11 D_{zc}/l と s との関係

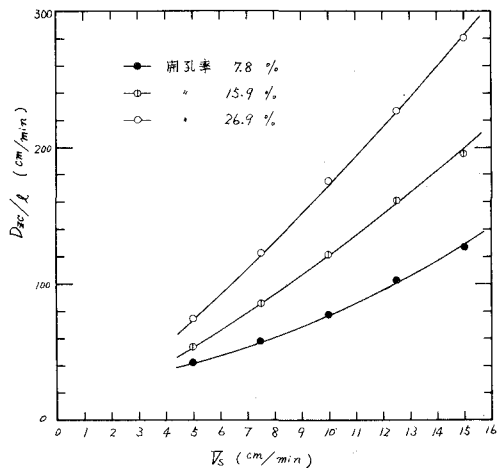


図-12 D_{zc}/l と V_s との関係

cm/min では比較的急激であるが、 $V_s=7.5$ cm/min では緩やかとなり、 $V_s=5$ cm/min ではさらに緩慢となっている。これは次のような理由による。開孔率が小さく孔中心間隔の大きい整流設備では、低上昇流速下で長時間連続運転を行うと既成フロックの一部が整流設備の非開孔部上面に沈殿堆積し、水は堆積フロックの間を通過上昇してゆく。上昇流速が極端に低い場合にはこの堆積フロックによって有効断面積が減じ、チャンネルリングや循環流が発生し池内水流は悪化する。観察によると、開孔率7.8%の整流設備では $V_s=5$ cm/min でかなりの堆積フロックがみられ、 $V_s=7.5$ cm/min においても若干の堆積フロックの存在が認められた。図-11の V_s による D_{zc} の変化傾向の相違は開孔率7.8%における低上昇流速側の D_{zc} に及ぼす堆積フロックの影響によるものと考えられる。なお、 D_{zc} そのものの値は $V_s=5$ cm/min では開孔率7.8%のときに最も大きく、 $V_s=7.5$ cm/min では開孔率7.8%と15.9%における D_{zc} はほぼ等しい値を示す。

図-12は、図-10の結果を横軸に V_s をとって各整流設備毎にプロットしなおしたものである。 D_{zc} は V_s の増大とともに大きくなり、両者の関係は次式のように示される。

$$D_{zc}/l = \zeta V_s^\eta \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 η , ζ : 係数、堆積フロックの影響のみられる整流設備Fの低流速時の D_{zc} の実測値を除外して図-11から η を求めると、整流設備によらず $\eta=1.2$ の一定値が得られる。 D_{zc} の $V_s^{1.2}$ なる関係は、注-2に示したように D_{zc} がフロックブランケット層の実流速 u の1乗に比例し、空間率の2乗に比例することによるものである。図-12の結果は $\eta=1.2$ として \bar{D}_z を推算したことの妥当性をも示すものである。ただし、堆積フロックの存在する場合の \bar{D}_z の推算は厳密には正確ではない。一方、図-12から各整流設備に対する ζ を求め、開孔率に対してプロットすると図-13のようである。係数 ζ には図-10に示した関係の比例定数やフロックブランケットの厚さの影響等が含まれるが、図-13の ζ の変化傾向は開孔率の相違によるものである。開孔率7.8%の整流設備の ζ を1として比較すると、開孔率15.9%では1.6、開孔率26.9%では2.2で、開孔率が大きくなるにつれて ζ の増加率は小さくなる。3点の実測結果から ζ すなわち D_{zc} と開孔率の関係を求めるのは危険であるが、おおまかな目安としてその関係を求めると、 $\zeta(D_{zc})$ は開孔率の0.6~0.7乗に比例する。

以上の結果から、整流設備の形状の D_{zc} に及ぼす影響は次のように示される。

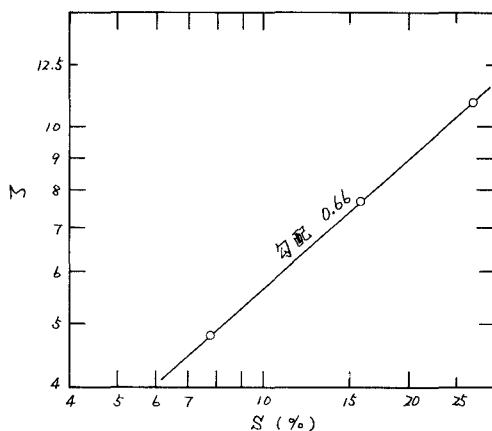


図-13 係数 ζ と S の関係

$$D_{zc}/l = \alpha \beta V_s^{1.2} \dots\dots\dots (12)$$

又は、注-2の結果と併せて D_{zc} は次式のように与えられる。

$$D_{zc} = \frac{\alpha \beta}{\gamma} \frac{s^\delta}{L/l} V_s^{1.2} \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 l ：孔中心間隔、 s ：開孔率、 α ： D_{zc} に及ぼす l の影響を表わす係数、 β 、 δ ： D_{zc} に及ぼす s の影響を表わす係数、 γ ：フロックブラケットの水流修正効果を表わす係数、係数 δ は上述の如く0.6~0.7程度である。

最後に、接触高速凝集沈殿池において採用すべき整流設備と水平流沈殿池におけるそれとの相違について述べる。水平流沈殿池では沈殿除去すべきフロックを破壊することなく池内水流を均等化するために、一般に開孔直径10 cm前後、開孔率6%程度の整流壁が用いられている。フロックブラケットを有する接触高速凝集沈殿池では攪拌部から沈殿分離部へ流入するフロックの直径を0.05~0.1 mm程度の大きさにまで成長させておくと、流入小フロックは式-4に示す接触捕集反応によって効率良く既成フロックに吸合一体化されて大型化するので、整流設備を通過する際の水によるフロックの破壊は問題とはならない。一方、接触高速凝集沈殿池では既成フロックが整流設備上面に沈殿堆積すると水流修正効果は悪くなる。すなわち、接触高速凝集沈殿池では堆積フロックの有無を考慮して水流修正効果を考えれば良い。したがって、その整流設備としては堆積フロックの無い最小の開孔率とし、できるだけ小径の開孔と密に配置して孔中心間隔を小さくすれば良い。実際の水処理においては、接触高速凝集沈殿池は通常安全を見込んで $V_s = 5 \text{ cm/min}$ 程度を標準にして設計、操作されているので、整流設備の開孔率としては15~20%が望ましい。整流設備を設けることによって標準上昇流速を従来のもよりも大きくとることが可能であるが、この場合でもある程度の余裕を見込んで開孔率10%以下の整流設備の採用は避けるべきであろう。

5. あ と が き

フロックブラケットを有する上昇流沈殿槽を用いて清澄部の混合拡散係数に及ぼす整流設備の形状の影響について検討を行ない、次のような結論を得た。

1. 整流設備の設置によって固液分離部の容量効率は著しく高められる。その効果は整流設備の形状には影響されない。
2. 混合拡散係数は板厚10 cm以上の整流設備ではほとんど変化しない。
3. 混合拡散係数は孔中心間隔に比例して増大し、又、概略の目安として開孔率の0.6~0.7乗に比例して増大する。
4. 開孔率が小さくかつ上昇流速が低くて既成フロックが整流設備上面に堆積する場合には混合拡散係数は大きくなる。

5. 接触高速凝集沈殿池においては整流設備の開孔率は15~20%程度が適当と思われる。

以上、整流設備の形状の混合拡散係数に及ぼす影響について検討したが、接触高速凝集沈殿池の改良の一助ともなれば幸いである。

(昭和53年5月20日受理)

文 献

1. 穂積 準, 丹保憲仁: 工業用水, 192, 17 (1974); 同, 192, 23 (1974); 同, 196, 37 (1975); 同, 214, 29 (1976)
2. 丹保憲仁, 穂積 準: 水道協会誌 417, 7 (1969)
3. 丹保憲仁, 穂積 準: 水道協会誌 425, 18 (1970)
4. 丹保憲仁, 穂積 準: 北大工学部研究報告 46, 1 (1968)
5. 丹保憲仁, 渡辺義公: 水道協会誌 397, 2 (1967)
6. 白井 隆, 流動層, 科学技術社 P 40 (1958)
7. 例えば, 藤本武助: 液体力学, 養賢堂 P 262 (1967)
8. 王井信行 水理科学 109 31 (1976)

金属水酸化物スラリーの沈降特性に関する研究(I)

穂 積 準 ・ 河 野 芳 宣*

A Study on Settling Properties of Metallic Hydroxide Slurries (I)

Hitoshi Hozumi and Yoshinobu Kouno

Abstract

The effects of Alkaline precipitants and PH on the settling properties of metallic hydroxide slurries and the settling rate of the slurries at compression stage were studied. The experiments were carried out by using FeCl_3 as metallic salts, NaOH and $\text{Ca}(\text{OH})_2$ (Powdery and Milky) as precipitants. The main results of batch settling analyses are summarized as follows;

(1) A logarithmic plot of the height yet to be settled vs settling time gives a straight line at compression stage, that is, the following equation holds

$$\log(H-H_\infty) = n \log t + K$$

in which H is the interface height at settling time t , H_∞ is the final interface height at infinite time, n is the slope of the logarithmic plot, and K is the function of the critical interface height and the critical time at the point of compression.

(2) The settling properties of the slurries can be evaluated by the constant n , K and H_∞ .

(3) The value of the constant n is about 0.8 for good settleable slurries.

(4) Most settleable slurries are obtained at PH about 7 independently of precipitants.

(5) Powdery $\text{Ca}(\text{OH})_2$ is more effective than milky $\text{Ca}(\text{OH})_2$ and dilute milks are effective than dense milks in regard to the settling of the slurries.

1. は じ め に

鉱山廃水、金属工場廃水等に含まれる金属イオンの除去に対しては、中和・沈殿処理が最も広く用いられるが、中和によって生成される金属水酸化物は極めて含水率が高くしかも脱水性が悪い。したがって、廃水中に金属イオンが多量に含まれる場合には発生汚泥がいちじるしく多量となり、実際の廃水処理では処理水の水質の良否よりも発生汚泥の処理が大きな問題となる。又、低濃度廃水の場合でも沈殿池底部に沈殿汚泥を長時間堆積してもそれほど濃縮されないため、汚泥処理が問題となる。汚泥処理においては真空ろ過等の機械的脱水処理の前処理として沈殿濃縮が行なわれるが、高含水率金属水酸化物スラリーの圧縮沈降性状についてはなお

* 大学院工学研究科（土木工学専攻）

不明の点が多い。スラリーの圧縮沈降速度に関して多くの実験式もしくは圧密理論を適用した理論式が用いられているが、これらの中で Roberts¹⁾ の実験式が汚泥一般に対して用いられている。しかしながら、Roberts 式は無機、有機の高含水率スラリーに対しては必ずしも適用し得ない結果が得られており^{2,3)} Roberts 式をはじめ既存の圧縮沈降速度式が上記スラリーに対してどの程度まで適用し得るか検討してみる必要がある。

本報告は、高含水率金属水酸化物スラリーとして水酸化第二鉄スラリーを用いてその圧縮沈降速度について検討し、又、中和剤の種類及び水酸化物生成条件のスラリーの圧縮沈降性状に及ぼす影響について検討したものである。

2. 実験方法

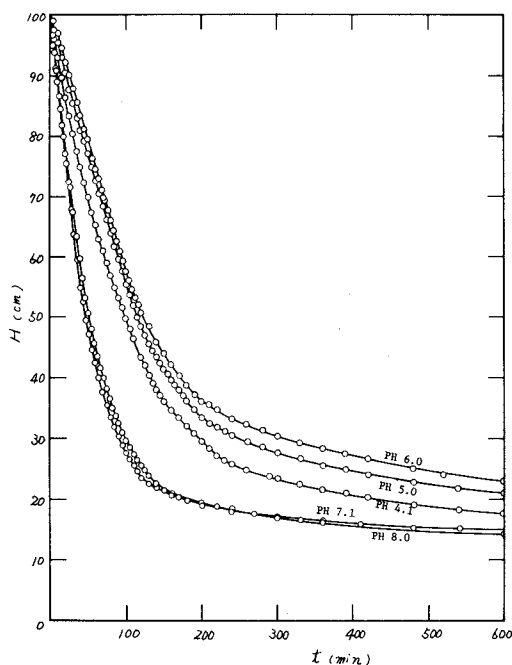
実験は FeCl_3 に中和剤として NaOH 及び $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を添加して生成したスラリーを用いて行なった。実験手順は次のようである。①全量が 12l となるように Fe^{3+} イオンとして濃度 1000 mg/l の FeCl_3 溶液に所定量の中和剤を添加し、②回転数 250 rpm で 80 分間の攪拌を行なって水酸化第二鉄スラリーを生成する。③先端にビニールホースを取付けた漏斗を用いてスラリーを沈降筒の所定の高さまで底部から静かに注入する。④次いでビニールホースを筒外に静かに引出した後、約 12 時間の沈降分析を行なう。⑤さらに沈降筒を静置して 24 時間経過後のスラリー界面高を測定する。⑥その後、スラリーを容器に移して一様に攪拌し、その一部を採取して蒸発残留物および浮遊物質濃度を測定する。⑦再び、1～2 時間スラリーを静置沈降させてその上澄水を採取し、遠心分離を行なって残留溶解第二鉄を測定する。

各中和剤に対する実験条件は次のようである。 NaOH 溶液を用いた実験で系の PH を 4.0～8.0 の間で 5 段階に変化させた。一方、 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を用いた実験では粉末状のものと液状のものを添加した。粉末状の $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を用いた場合には系の PH を 4.8～7.9 の間で 5 段階に変化させ、液状の $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を用いた場合には添加液の濃度を 4.08～245 g/l の間で 10 段階に変化させ、 FeCl_3 に対する $\text{Ca}(\text{OH})_2$ の添加量が一定となるように、各濃度の添加液を加えた。この場合の系の PH はほぼ一定で、PH=7.2～7.5 であった。

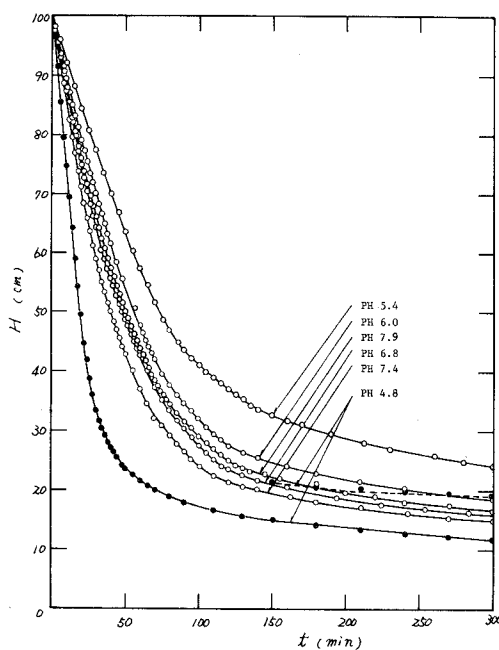
沈降分析に用いた筒は壁面の影響を避けるために内径 10 cm 、高さ 100 cm のアクリル樹脂製で、側面にはスケールが付されている。

3. 実験結果と考察

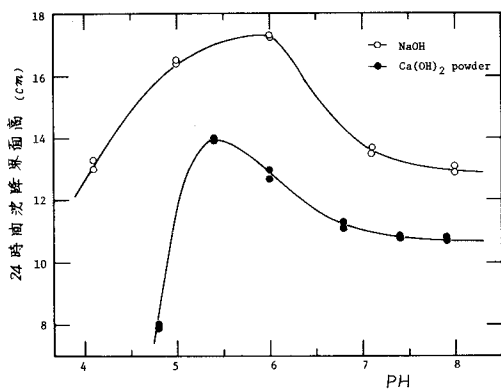
図—1 と 図—2 は、それぞれ中和剤として NaOH 及び粉末状の $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を用いて PH を変化させたときの沈降曲線を示したものである。又、図—3 と 図—4 は、それぞれ各中和剤を用いたときの 24 時間静置沈降後のスラリー界面高及び図—1、2 から求めた等速沈降速度を示したものである。この場合のスラリーの固形物濃度はいずれも 1700～1800 mg/l で、ほぼ一定であ



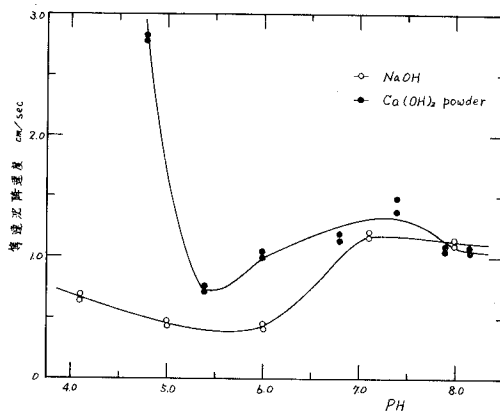
図一 1 NaOHによりPHを変化させたときの沈降曲線



図一 2 粉末状Ca(OH)₂によりPHを変化させたときの沈降曲線



図一 3 24時間沈降界面高とPHの関係



図一 4 等速沈降速度とPHの関係

る。NaOHを用いた場合の沈降曲線は酸性領域ではPHの増大とともに上方に移行し、PHが6以上になると再び下方に移り、PHが7と8ではほとんど一致している。一方、24時間沈降界面高はPHの増大とともに大きくなり、PH 6以上では再び小さくなり、逆に等速沈降速度はPHの増大とともに小さくなり、PH 6から7にかけて再び大きくなり、PH 8.0では若干小さくなる。Ca(OH)₂を用いた場合には、沈降曲線はPH 4.8から5.4にかけて急激に上方に移行し、PH 5.4~7.4の間ではPHの増大とともに下方に移り、PH 7.9では再び上方に移る。その変化パター

んは PH にずれがあるのみで NaOH の場合と同じである。24 時間沈降界面高及び等速沈降速度についても同様に、 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ では NaOH を用いた場合よりも 0.5 程度低 PH 側に 24 時間沈降界面高の最小値と等速沈降速度の最大値が発現するに過ぎない。上記の実験で、NaOH を用いた場合の PH 4.1 では大小 2 群の不溶性重合物が生成され、大径の粒子は明瞭な界面を構成して沈下するが、微細粒子は長時間静置を行なっても沈降せず懸濁浮遊したままである。又、 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を用いた場合の PH 4.8 では大小 2 群の水酸化物粒子が生成され、まず始めに大径の粒子の界面沈降が生じ、沈降時間 150 分頃から小径の粒子が界面を構成して大径の粒子に追隨して沈下する。したがって、PH 5.0 以下のスラリーの沈降性は上図の結果では比較的良好だが、微細粒子の存在を考慮するといちじるしく悪い。

以上の結果を概括すると次のようである。第二鉄は水中では加水分解反応によって水酸化物となり、水酸化物はさらに重合化反応によって酸性領域では種々の形態の正荷電を有する水酸化重合物 $\text{Fe}_m(\text{OH})_n^{+p}$ として存在し、アルカリ側では負荷電を有する水酸化物として存在する^{4,5)}。その存在形態と存在割合は第二鉄濃度、系の PH、温度や共存イオン等によって異なるが、重合化反応の結果不溶性の水酸化重合物が生成される。Stumm 等⁶⁾ は中性もしくは弱酸性側で不溶性の重合物が卓越することを述べているが、筆者等⁷⁾ も PH 4 付近から不溶性の重合物の急激な生成がみられ、PH の増大とともにより大径の重合物が生成される結果を得ている。第二鉄の不溶性重合物の平均の等電点は PH 6~7 の間にあり⁸⁾、等電点 PH 以上では負荷電の重合物の存在割合が多くなる。図—3、4 に示すように、PH 5.0 以下では 24 時間沈降界面高が小さく等速沈降速度が大きいことから、この領域では比較的密実な不溶性重合物が生成されているものと考えられる。PH の増大とともに重合化が進むとより大きな粒子が生成されるが、粒径の増大とともに重合物の含水率が高くなりその密度が小さくなる結果、24 時間沈降界面高は大きくなり、等速沈降速度は小さくなる。さらに PH が高くなり正・負両荷電粒子の結果によって不溶性重合物粒子が生成される場合には、その結合力が強化されるので含水率の小さい密実な粒子が生成され、スラリーの沈降性は良くなるものと考えられる。

図—1~4 の結果から明らかのように、同一の PH であれば中和剤としては $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が NaOH よりも優れている。 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ は溶解度が小さく水に溶けにくいので、第二鉄との反応は NaOH に比して遅い。一般に薬品を除々に添加して反応させると密実でろ過し易い大径の粒子が得られることが知られている。又、 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ は塩素イオンと反応して不溶性の CaCl_2 を生成し、これが金属水酸化重合物に対して共沈作用をなす。さらに、本実験のように $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を微粉末として添加すると、その一部は溶解する前に水酸化重合物に取り込まれて沈殿生成の核となる。中和剤として $\text{Ca}(\text{OH})_2$ と NaOH を用いた場合のスラリーの沈降性の相違はこれらの作用によるものと考えられる。

図—5(a), (b)は、PH が 7.4~7.5 の一定値となるように種々の濃度の $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 懸濁液を所定

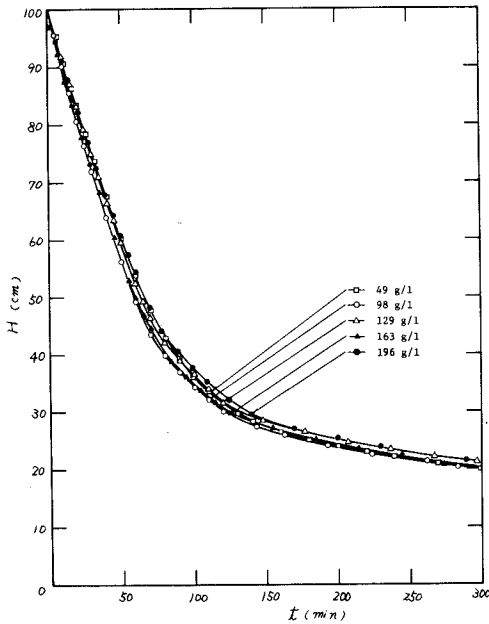


図-5(a) Ca(OH)₂ 添加液濃度を変化させた時の沈降曲線

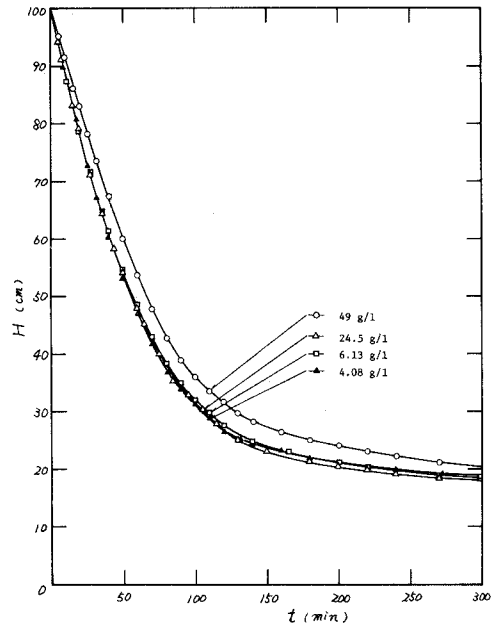


図-5(b) Ca(OH)₂ 添加液濃度を変化させた時の沈降曲線

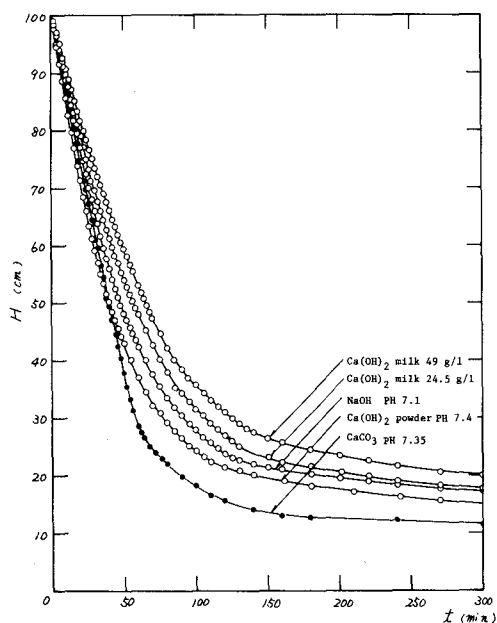
表-1

	Ca(OH) ₂ 添加液濃度 (g/l)							
	4.08	6.13	24.5	49	98	129	163	196
24時間沈降界面高 H_{24} (cm)	12.9	11.6	12.0	13.1	12.25	13.55	13.05	13.1
平均	12.2			13.0				
等速沈降速度 v (cm/min)	1.032	0.927	0.986	0.885	0.934	0.830	0.905	0.822
平均	0.982			0.875				
圧縮開始高 H_c (cm)	23.93	23.14	21.88	26.25	27.43	27.15	28.05	25.43
平均	22.98			26.86				
圧縮開始時間 t_c (min)	147.3	163.9	166.9	160.4	142.1	169.8	139.7	177.8
平均	159.4			158.0				

量注入したときのスラリーの沈降曲線を示したものである。PH 7.4~7.5 とするために必要な Ca(OH)₂ の添加量は FeCl₃ 溶液 1 l 当り約 2.04 g で、生成スラリーの固形物濃度は 1700~1800 mg/l 程度である。沈降曲線は Ca(OH)₂ 添加液濃度によって異なり、添加液濃度が高くなるにつれて沈降曲線が上方に移行する傾向がみられるが、添加液濃度 24.5 g/l 以下の沈降曲線と添加液濃度 49 g/l 以上の沈降曲線との 2 群の曲線に分けられる。表-1 は各添加液濃度を用いた場

合の24時間沈降界面高と等速沈降速度を示したものである。24時間沈降界面高と等速沈降速度は図—5と同様に添加液濃度の大小によって概略2群に分けられるので、各々の平均値を求めて比較すると表—1中に示すようである。低濃度添加液では、若干沈降性の良いスラリーが生成されており、24時間沈降界面高と等速沈降速度はそれぞれ高濃度添加液のその0.8倍及び1.2倍程度である。低濃度添加液、例えば4.08 g/lのCa(OH)₂では6 lをFeCl₃溶液6 lに加えることになり、全量を添加するのに時間を要するので、薬品を除々に添加する場合と同様の効果をもたらす。又、高濃度添加液では少量の液(例えば196 g/lでは125 cc)を大量のFeCl₃溶液に瞬間的に加えるので、攪拌によってCa(OH)₂が一様に分散するまでの瞬時の間、濃厚溶液と第二鉄との間に局所的な反応が付加される。その結果、添加液濃度の大小によってスラリーの沈降性が相違するものと考えられる。ただ、この場合の沈降性の相違は図—1～4のPHによる相違と比較するといちじるしく小さい。

Ca(OH)₂を液状及び粉末状で使用したときのスラリーの沈降曲線を同一PH下で比較すると図—6に示すようで、Ca(OH)₂を液状で使用する方がスラリーの沈降性は劣る。これは上述した第二鉄との反応性の相違によるものであろう。又、NaOHを用いた場合と比較すると、NaOHの方が液状のCa(OH)₂よりも若干スラリーの沈降性が良い結果を示しているが、PHが異なるので単純には比較できない。図—2に示すように、Ca(OH)₂を用いた場合にはPHが7.4から7.9になると沈降性が悪くなっており、一般にCa(OH)₂の方がNaOHよりも沈降性の良いスラリーが得られることを考え合わせると、Ca(OH)₂ではPH 7付近で最良の沈降性を示すスラリーが得られるものと推察される。中和剤としては粉末状のCa(OH)₂が優れており、PH 6～7前後で沈降性の良いスラリーが得られ、PH 8程度でもNaOHの場合と同程度のスラリーが得られる。NaOHの場合にはPH 7～8で比較的沈降性の良いスラリーが得られるが、PH 6程度になるとスラリーの沈降性が急激に悪くなるので、Ca(OH)₂に比してより厳密なPHコントロールを必要とする。図—6には参考としてCaCO₃を用いたときの沈降曲線を併せて示した。中和剤としてCaCO₃を用いると、他の場合に比して24時間沈降界面高が小さく、かつ、等速沈降速度の大きなスラリーが得られ、図に示すようにそ



図—6 中和剤の種類による沈降曲線の比較

の沈降性は最も良い。CaCO₃については図-6に示す1例のみしか実測しておらず、系のPH等によるスラリーの沈降性の相違については現在検討中である。

次に、スラリーの圧縮沈降速度について検討する。汚泥一般に対して最も広く用いられている Roberts 式¹⁾は次式のようなものである。

$$-\frac{dH}{dt} = K_R(H - H_\infty) \dots \dots \dots (1)$$

又は

$$\frac{H - H_\infty}{H_c - H_\infty} = \exp[-K_R(t - t_c)] \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 H, H_c, H_∞ : それぞれ任意の沈降時間、圧縮点及び無限時間静置沈降後のスラリー界面高、 t, t_c : それぞれ任意の沈降時間及び圧縮点における沈降時間、 K_R : Roberts 定数。式(1)は圧縮沈降速度が沈降すべき界面高 $H - H_\infty$ に比例するとして求められたものである。そこで、式(2)に従って縦軸に $H - H_\infty$ 、横軸に t をとって図-1, 2, 5の実験結果を片対数グラフにプロットすると、図-7に例示するようである。ただし、 H_∞ の正確な値が不明であるので、ここでは24時間沈降界面高を H_∞ の近似値として用いた。図-7の片対数プロットは沈降時間350~400分以降の区間で直線で近似できる部分が存在するが、後述する圧縮沈降区間全域に対しては上方に凹の曲線となる。したがって、Roberts 式は高含水率金属スラリーに対しては必ずしも適用し得ない。ただし、図-7の結果からみて固形物濃度のいちじるしく高いスラリーに対しては近似的に式(1)の適用が可能であると考えられる。

各研究者によって提示されている圧縮沈降速度式の中で、実用的でかつ Roberts 式に類似しているものとして Rollason⁹⁾によって求められた式(3)がある。

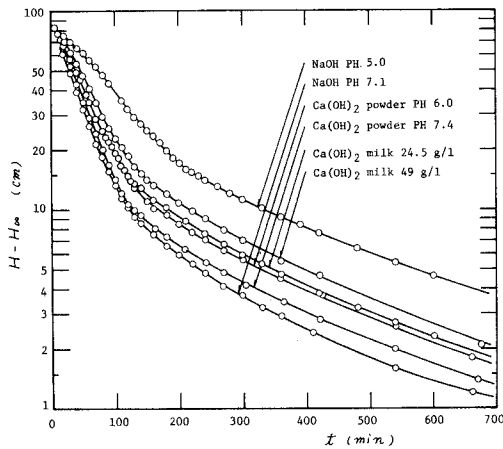


図-7 H-H_∞とtの片対数プロット

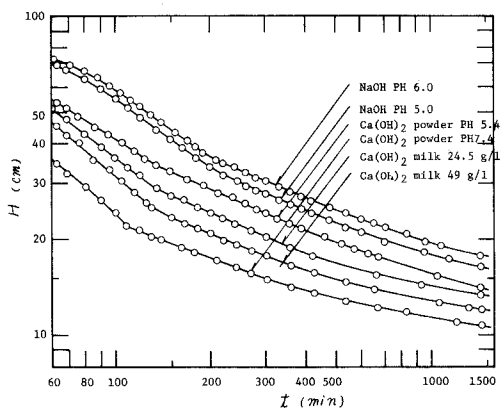


図-8 Hとtの両対数プロット

$$\log\left(\frac{H}{H_\infty}\right) = A \log(Bt) \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 A, B : 対象とするスラリーに関する定数。そこで、式(3)に従って縦軸に H 、横軸に t をとって、図-1, 2, 5 の結果を両対数グラフにプロットすると、図-8 のようである。 H と t の両対数プロットは沈降時間 150 ~ 400 分の間で直線となり、それ以後ではこの直線から外れ上方に凹の曲線となる。したがって式(3)は式(2)とは逆に圧縮沈降区間の中間の領域までは成立するが、終期の段階では成立しない。

筆者等は浄水場で発生する濁質凝集スラリーに対して式(4)が成立することを示した²⁾。

$$\frac{H - H_\infty}{H_c - H_\infty} = \left(\frac{t}{t_c}\right)^n \dots \dots \dots (4)$$

又は

$$\log(H - H_\infty) = n \log t + K \dots \dots \dots (4')$$

ここで、 n : 定数、 $K = \log [(H_c - H_\infty) / t_c^n]$ 。
 式(4)は、式(2)が圧縮沈降区間の後半部で成立し、式(3)が圧縮沈降区間の前半部で成立することと、又、式(1)が圧密理論を適用して得られる級数解の最初の数項をとった理論式と近似的に等しいことを考慮して求めたものである。式(4)は式形としては式(3)の H を沈降すべき界面高 $H - H_\infty$ に置き換えたものに同等である。式(4)に従って $H - H_\infty$ と t の関係を両対数グラフにプロットすると図-9 に例示するようで、圧縮沈降区間の前半部で直線が得られるが、圧縮沈降区間の後半部では式(3)と逆に上方に凸の曲線となる。これは 24 時間沈降界面高を H_∞ として代用したことに起因する。式(4)では圧縮沈降の終期の段階で上方に凸の曲線となり、一

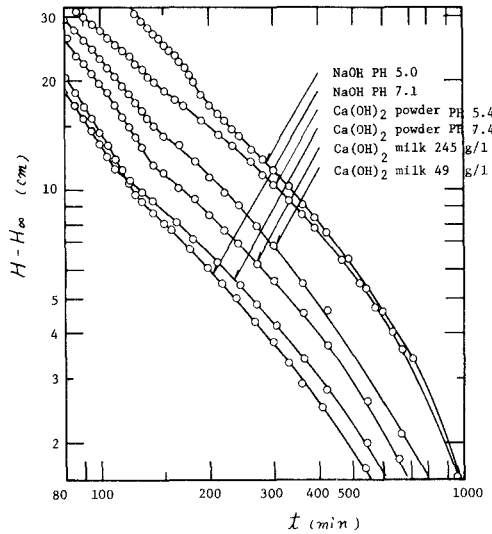


図-9 式(4)による $H - H_\infty$ と t の両対数プロット

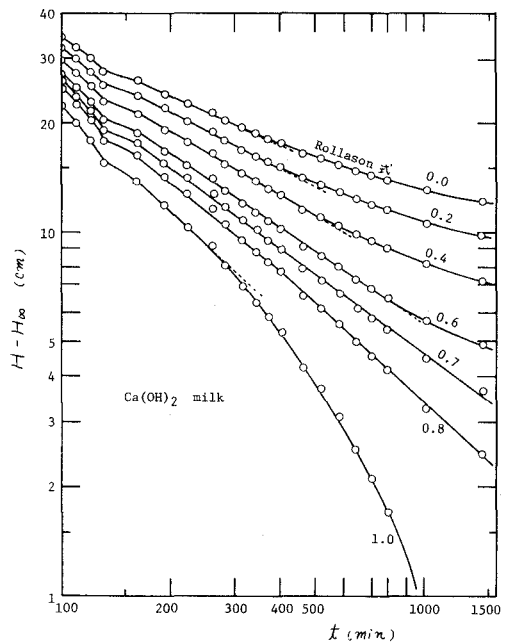


図-10 H_∞ を変化させた時の実験式の両対数プロット

方、 $H_{\infty}=0$ とした式(3)が上方に凹の曲線となることから、金属水酸化物スラリーの場合には H_{∞} を得るためには24時間の沈降では不十分でさらに長時間の沈降を継続する必要があると判断される。濁質凝集スラリーでは固形物濃度4000~5000 mg/l程度までは H_{∞} としては24時間沈降界面高で近似でき、さらに48~72時間の沈降を行なっても界面は2~3 mmしか沈下しないことを考え合わせると、圧縮域における金属水酸化物スラリーの脱水性は濁質凝集スラリーに比して劣るもの判断される。図-10は、 H_{∞} として24時間沈降界面高に種々の係数を乗じたものを用いて $H-H_{\infty}$ と t の関係を両対数グラフにプロットしたものの1例を示したものである。

図から明らかなように、係数0.8を乗じた場合に $H-H_{\infty}$ と t の両対数プロットは圧縮沈降区間の全域に対して直線となり、この直線を境にして上方に凸及び凹の曲線となる。その他の沈降曲線も沈降性の悪いものでは0.6~0.7, 沈降性の良いものでは0.8程度の係数を24時間沈降界面高に乗じた値を H_{∞} として用いると、図-10と同様に $H-H_{\infty}$ と t との両対数プロットは直線となる。図-11, 12, 13はその結果を各中和剤毎に示したものである。この係数はスラリーの固形物濃度によって当然異なるもので、実測によって H_{∞} を求め

るためには固形物濃度によって2~3日間程度の静置沈降が必要であろう。上記の係数を乗じて求めた H_{∞} を用いても式(2)による $H-H_{\infty}$ と t の片対数プロットは直線とはならない。以上の結果から、高含水率金属水酸化物スラリーに対しても式(4)が適用し得るものと考えられる。

図-14と図-15は、それぞれ図-11と図-12の $H-H_{\infty}$ と t の両対数プロットの直線から求めた H_c 及び t_c とPHの関係を示したものである。又、図-13から求めた H_c と t_c は表-1に示すようである。図-11~13の直線の始点とEckenfelder¹⁰⁾等の簡便な図解法による圧縮点と

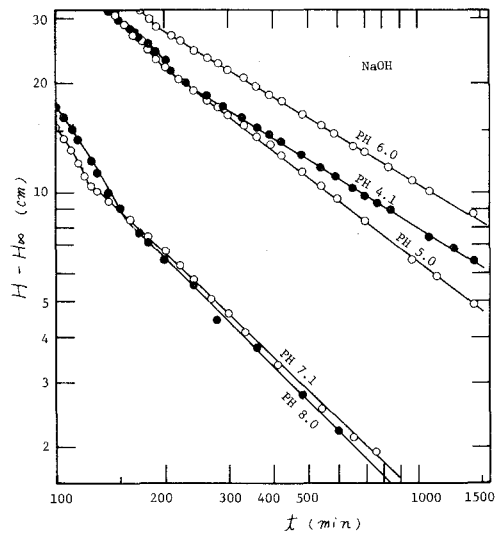


図-11 $H-H_{\infty}$ と t の両対数プロット

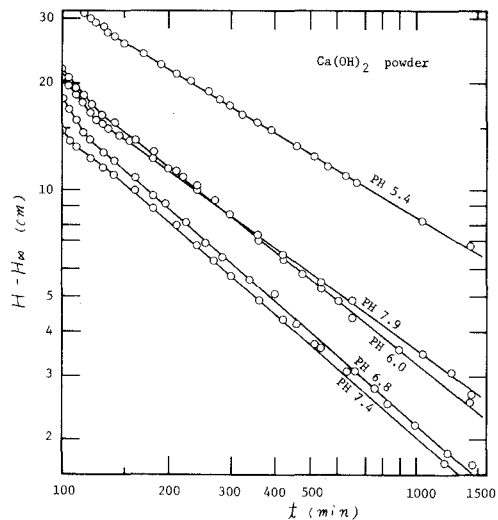


図-12 $H-H_{\infty}$ と t の両対数プロット

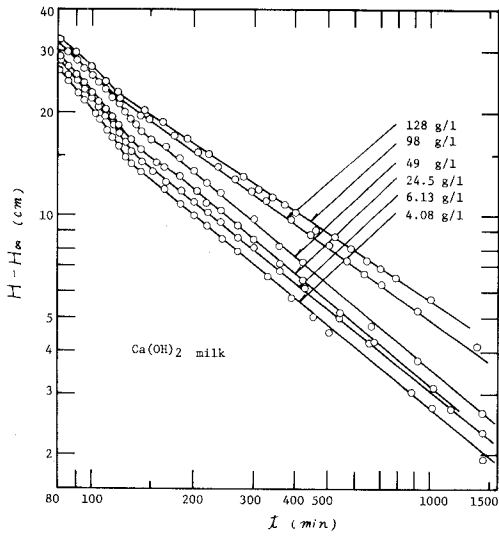


図-13 $H - H_{\infty}$ と t の両対数プロット

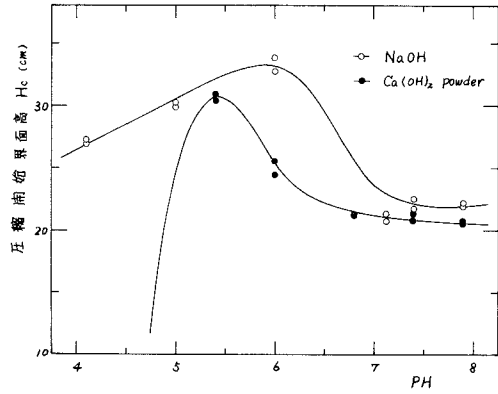


図-14 PH と圧縮開始高さ H_c の関係

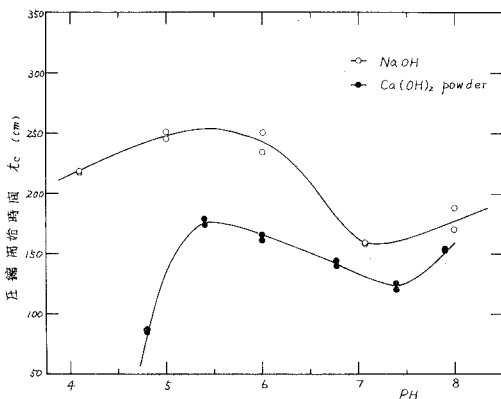


図-15 PH と圧縮開始時間 t_c との関係

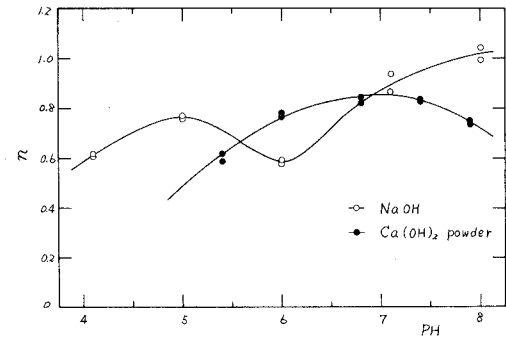


図-16 定数 n と PH の関係

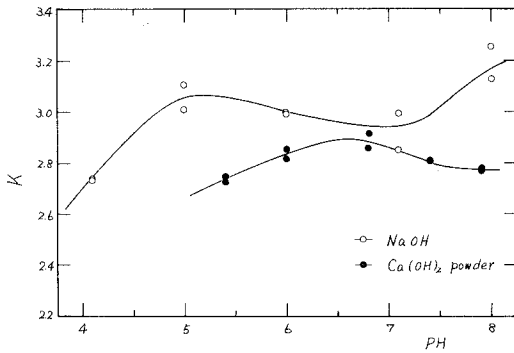


図-17 定数 K と PH の関係

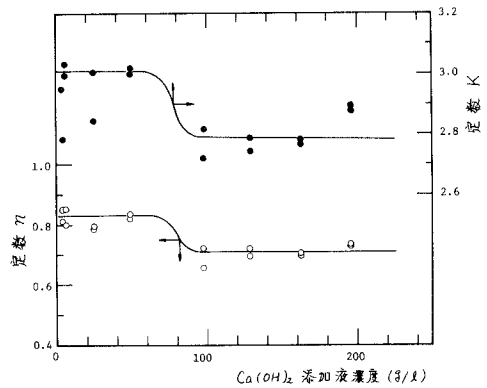


図-18 n 及び K と Ca(OH)_2 添加液濃度との関係

が概略一致するので、この圧縮点をも参考にして H_c と t_c を求めた。 H_c と PH の関係は 24 時間沈降界面高と PH の関係、したがって H_∞ と PH の関係とほぼ同様である。又、 t_c と PH の関係は等速沈降速度と PH の関係と対応する。等速沈降速度が大きいと沈降時間の小さいところで圧縮沈降領域に入るので、PH による両者の変化傾向は逆となっている。* 又、図-16 と図-17 はそれぞれ図-11 と図-12 から求めた直線の勾配 n とスラリーの沈降特性を表わす H_∞ , H_c 及び t_c を総合した係数 K を示したものである。NaOH を用いた場合には、 n は PH 4.1 では若干小さい値を示すが、PH 6 以下では $n \approx 0.7$, PH 7~8 では $n \approx 0.8$ 程度の一定値を示す。又、 K は PH 5~7 の間ではほとんど変化せず、PH がこれよりも外れると小さい値を示す。一方、粉末状の $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を用いた場合には、 n は PH の増大とともに上方に凸の曲線で示されるが、PH 6~7.4 では概略 $\alpha \approx 0.8$ 程度の一定値を示す。又、 K は PH 7.4~8 ではほぼ等しくなることを除けば、 n と同様の变化をする。図-18 は液状の $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を用いた場合の n と K を示したものであるが、表-1 の結果と同様に n と K も添加液濃度の大小によって 2 群に大別し得る。本実験ではほぼ一定の固形物濃度のスラリーについてのみしか実験を行っていないが、濁質凝集スラリーに対する結果から判断して、スラリーの固形物濃度と初期界面高によって K は変化するが n は変化しないものと考えられる。スラリーの沈降性は n と K によって表わすことができ、 n が大きく K が小さいスラリー程その沈降性は良い。前述した各中和剤におけるスラリーの沈降性の良否は n と K の大小関係に集約できる。

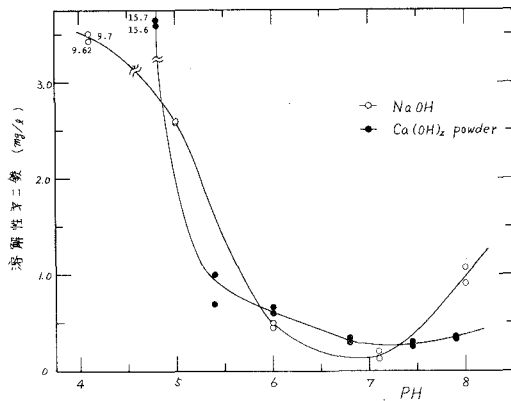


図-19 PH と溶解性第二鉄の関係

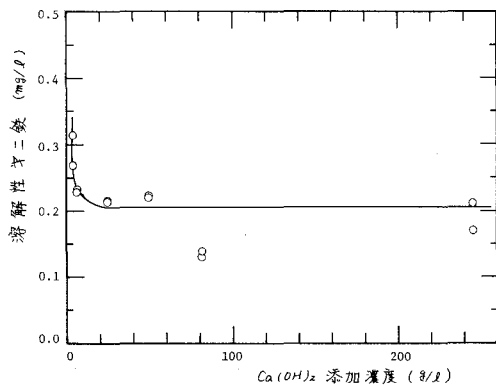


図-20 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 添加液濃度と溶解性第二鉄の関係

* [注1] 濁質凝集スラリーの H_∞ , t_c と初期固形物濃度 C_0 及び初期界面高 H_0 との関係について筆者等は次の関係を得ている。

$$H_\infty = \alpha (C_0 H_0)^\beta$$

$$t_c = \gamma (C_0 H_0)^\delta$$

ここで、 α , β , γ , δ : 定数。この場合の PH による H_∞ の変化傾向は第二鉄の水酸化重合物スラリーの場合とほぼ同じであるから、上記の関係は高含水率金属スラリーについても成立するものと推察される。

最後に、沈殿上澄水中に残留する溶解性第二鉄について述べる。図-19と図-20は各中和剤を用いた場合の溶解性第二鉄とPHの関係を示したものである。第二鉄は理論的にはPH 3.5以上ではほとんど沈殿して存在しないはずであるが、PH 5以下ではかなりの溶解成分が存在し、PH 6以上でも0.2~6.5 ppm程度の溶解性第二鉄が存在する。これは溶解性の水酸化重合物と微コロイドによるものと考えられる。又、NaOHを用いた場合には再溶解によってアルカリ側で溶解鉄が再び増加する。したがって、スラリーの沈降性の上からも残存溶解成分の上からも中性付近のPHが最適である。*

4. あ と が き

第二鉄を用いて金属水酸化物スラリーの沈降性に及ぼす中和剤とそのPHの影響ならびに圧縮沈降速度式について検討を加え、次に要約するような結果が得られた。

- 1) 高含水率金属水酸化物スラリーの圧縮沈降区間に対して式-(4)が成立する。
- 2) スラリーの沈降性は n , K および H_{∞} によって定量的に評価できる。
- 3) 式-(5)の係数 n の値は沈降性の良いスラリーに対しては0.8程度である。
- 4) 中和剤の種類、その添加方法及び系のPHに対する H_{∞} と H_c の変化パターンは等しい。一方、それらに対する t_c と等速沈降速度のPHによる変化パターンはほぼ逆の傾向を示す。
- 5) 中和剤によらずPH 7程度で最も沈降性の良いスラリーが得られる。
- 6) $\text{Ca}(\text{OH})_2$ は粉末状で添加する方が効果的である。又、液状で添加する場合には低濃度の添加液が効果的である。

スラリーの沈降性状に及ぼすスラリー生成条件の影響の定量的評価はこれまで比較的困難とされてきたが、本研究がその定量的かつ系統的評価のための一助ともなれば望外の幸せである。

終りに、本研究に当って実験面で御苦勞願った室蘭工業大学卒業生(現山田組)片桐浩一君に感謝の意を表します。

(昭和53年5月20日受理)

*〔注2〕排水基準では溶解性鉄の許容限度は10 ppm以下、PHは5.8~8.6であるから、この点からは溶解性鉄は問題とはならない。

文 献

- 1) Roberts, E. J. : Mining Engng. 1, 61 (1949)
- 2) 穂積 準 : 水道協会誌, 514, 2 (1977) ; 穂積 準, 河野芳宣 : 同, 520, 33 (1978)
- 3) 穂積 準, 河野芳宣 : 土木学会北海道支部研究発表論文集, 33, 195 (1977) ; 同, 34, 163 (1978)
- 4) Matijevic, E. & Janauer, G. E. : J. Colloid & Interface Sci., 21, 197 (1966)
- 5) Stumm, W & Lee, G. F. : Schweiz. Z. Hydrol., 22, 295 (1960)
- 6) Stumm, W. & Morgan, J. J. : J. Am. Water Works Assoc., 54, 971 (1962)
- 7) 穂積 準, 渡部公治 : 土木学会北海道支部研究発表論文集, 32, 239 (1976)
- 8) Lengweiler, H., Buser, W. & Feitknecht, W. : Helv. Chim. Acto, 44, 796 (1961) (文献6による)
- 9) Rollason, G. M. : Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1913 (Behn, V. C. : Proc. A, S, C, E. SA. Div. 89, 1 (1957) による)
- 10) Eckenfelder, W, W, Jr. & Melinger, N. : Sew. & Ind. Waste, 29, 1114(1957)



小型風車に関する実験的研究 第1報

奥田教海・織笠桂太郎・松田敏彦・山岸英明

Experimental study for a Small Propeller Type of Windmill. 1st Report

K. Okuda, K. Orikasa, T. Matsuda and H. Yamagishi

Abstract

The interest of clean energy resources increases lately. The authors are carrying out the generating experiment of electricity by a windmill with two small blade propellers as part of the items in "Research Project for Clean Energy Resources", by Muroran Institute of Technology.

Main results of the first report of this study are as follows:

a) The windmill generator, rating 200 W, was tested preliminarily on a laboratory bench for the basic performance of the machine—electric current, voltage and power vs. r.p.m. in the case of battery load.

b) The generating power of the windmill by the forces of natural wind on the roof of the Institute in autumn and winter, 1977, was expressed in the following formula:

$$P=0.59 V^{2.5} \text{ (W)}$$

where P(W) is electric power of the generator, and V (m/s) is wind velocity. Constant 0.59 contained mean value of the power coefficient, the wind mill radius 0.9m, and density of air.

c) Maximum power coefficient of the windmill by the forces of natural wind was 0.17, which was low as about 43% of the announced results of two-blade-windmill in wind tunnel tests.

d) Responsedence of power generation of the windmill to the unsteady natural wind was examined and found to be rather good in the periods of both prevalent wind and energy wind blowing.

1. ま え が き

近年エネルギー問題に関心が寄せられている。室蘭工業大学におけるエネルギー関係のプロジェクト研究「クリーン・エネルギーの製造と貯蔵に関する研究」の一環として筆者らは表題の研究を採り上げ、昭和51年度よりこれを続けている。手始めとして後述の既製小型風車を自然風の中で実験し、非定常な風を相手とする風力発電がいかなる問題点を含んでいるかを調べ、風力発電の基本的事項を把握することを研究の目的とする。エネルギー枯渇が憂慮されるとき、エネルギーの種類の多様化によってそれに対処するものとすれば、その一端として風力エネルギーを位置づけたいものである。

この報告では、室蘭地方の自然風による小型プロペラ型風車の実験例について述べる。

2. 室蘭地方の風力の概況

室蘭地方気象台の観測資料によれば、室蘭地方の風力の概況は次のように概括することができる。

年平均風速は、1971-1974年は約5 m/s、1975-1976年は約4 m/sと低くなっている。最大風速(10分間平均の最大値)は、1972-1976年約8-19 m/s、瞬間最大風速は同年間約14-32 m/s、年別風向は同年間、どの年も西北西が卓越している。一例として1974年の月平均風速および風向頻度を図1、図2に示す。これらによって見れば、室蘭地方は風力エネルギーの多い地方の一つであることがわかる。

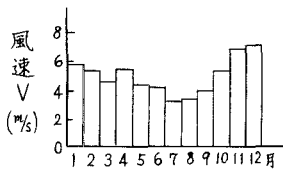


図1 月平均風速(1974年)

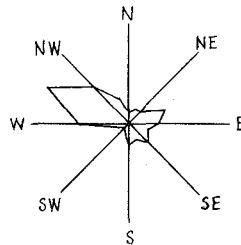


図2 風向頻度(1974年)

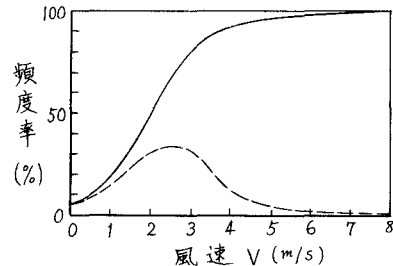


図3 風況曲線('77. 9月-'78. 1月)

図3にはこの実験の風車の設置場所である室蘭工業大学機械系研究棟(3階)屋上における風況曲線を示す。観測期間は同図に記入してあるように1977年9月-1978年1月である。破線は風速頻度を百分率で示し、実線はその累積曲線である。室蘭工業大学は水元町の山間部にあり、室蘭地方気象台観測の結果よりも風力エネルギーは低い。

3. 実験装置と実験方法

下記の風車および風向・風速計を機械系研究棟屋上に設置し、記録計変換器および発電機の負荷等は近接の屋内小実験室に置いた。場所選定の都合上、風向・風速計と風車は約30 m離れた場所にせざるをえなかった。

実験装置

小型風車：Wincharger 風力発電装置 1222 H型、WINCO Division of DYNA TECHNOLOGY INC., IOWA, U.S.A., 2枚プロペラ型羽根車 直径1.8 m、羽根断面はゲッチングン翼型に類似、風車羽根車の作動は風速3-10 m/sの範囲、空気ブレーキ・ガバナおよび風車軸変向装置付。空気ブレーキ・ガバナは風速10 m/s以上で羽根車回転数900 rpmに制御。

風車の発電機：風車軸に直結、直流分巻型200 W。(以上図4参照)

自記式風向・風速計：小笠原計器 PR 350型、風速測定範囲0-30 m/s、0-60 m/sの2

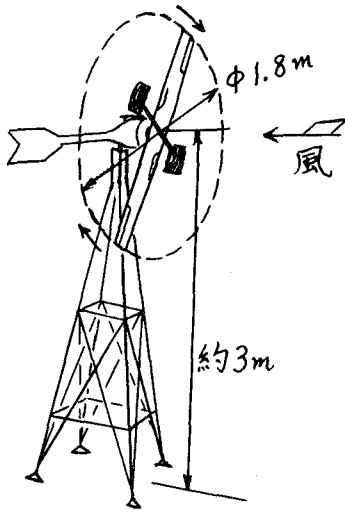


図4 小型風車

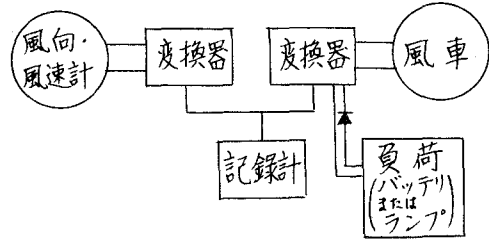


図5 計器接続図

段切替。風向は16方位。

風向・風速計および風車用記録計：横河電機 ER 6 型。

同上用変換器：風向，風速，電圧，電流および電力の10分間平均を30秒毎に出力する。

発電機の負荷：200 AH バッテリまたはランプ。

バッテリー・インバータ・チャージャ：八州電装 EB 300 型。

以上の実験装置および計測器は図5のように接続して実験を行った。

以上の装置を用いる屋外実験とは別に，実験室内で，電動機および負荷を接続して風車発電機の特性格験を予備的に行い，回転数——電流，電圧，電力の関係を求めた。

4. 記 号

C_t : 風車出力係数 (—)	C_t^* : 理想風車の出力に対する風車出力係数(—)
D : 風車直径 (m)	I : 風車発電機電流 (A)
n : 風車軸回転数 (rpm)	P_o : 風の保有する動力(kgf · m/s または W)
P : 風車出力, 風車発生電力(kgf · m/s または W)	P_{max} : 理想風車の最大出力(kgf · m/s または W)
R : 風車半径 (m)	t : 測定時間 (min)
V : 風速 (m/s)	V_g : 風車発電機電圧 (V)
W : 風車発電機電力 (W)	ρ : 空気の密度 (kgf · s ² /m ⁴)
$\phi = \Omega R / V$ 速度比 (—)	Ω : 風車軸回転角速度 (rad/s)

5. 風車に関する基本式

風の保有する動力¹⁾

$$P_o = \frac{1}{2} \pi R^2 \rho V^3 \tag{1}$$

理想風車の最大出力¹⁾

$$P_{max} = \frac{16}{27} P_o = \frac{8}{27} \pi R^2 \rho V^3 \tag{2}$$

出力係数^{2),3)}

$$C_l = P/P_o = \frac{P}{\frac{1}{2} \pi R^2 \rho V^3} \tag{3}$$

$$C_l^* = P/P_{max} = \frac{P}{\frac{8}{27} \pi R^2 \rho V^3} \tag{4}$$

以上の式を次節で用いる。

6. 実験結果とその考察

(1) 実験実内での発電機特性試験

バッテリーを負荷として試験を行った結果を図6に示す。回転数 400 rpm 以上では電圧 V_g がほぼ一定であり、電流 I は回転数の増加とともに増加し、結局電力は上に凸の曲線で示される。

(2) 自然風による風車の実験

後述の図10に示してあるように、風の変動、それに伴う発生電力の変動は甚だしい。ランプ負荷の場合は省略し、バッテリー負荷の場合について述べる。10分間の平均値、30秒毎の記録20-30個を便宜上相加平均し、

電力 W と風速 V の関係を求めたものを図7に示す。なお同図には実験室内特性試験のとき得られた電力をパラメータとして回転数 n も記入してある。

風車の出力は

$$P = C_l P_o = f\left(\frac{\pi D n}{60 V}\right) \cdot \left(\frac{1}{2} \pi R^2 \rho V^3\right) = f(\phi) \left(\frac{1}{2} \pi R^2 \rho V^3\right) \tag{5}$$

ただし、

$$f\left(\frac{\pi D n}{60 V}\right) \text{ は } \phi = \frac{\pi D n}{60 V} = \frac{\Omega R}{V} \text{ の関数}$$

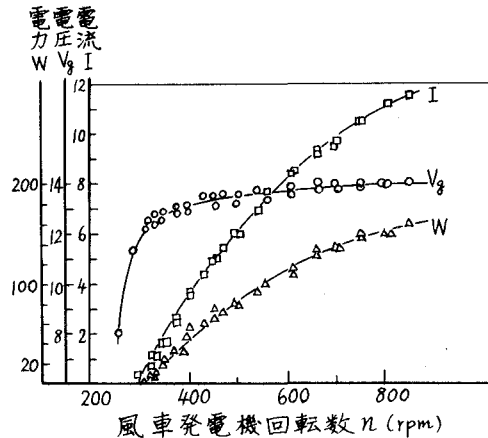


図6 発電機特性試験 (バッテリー負荷)

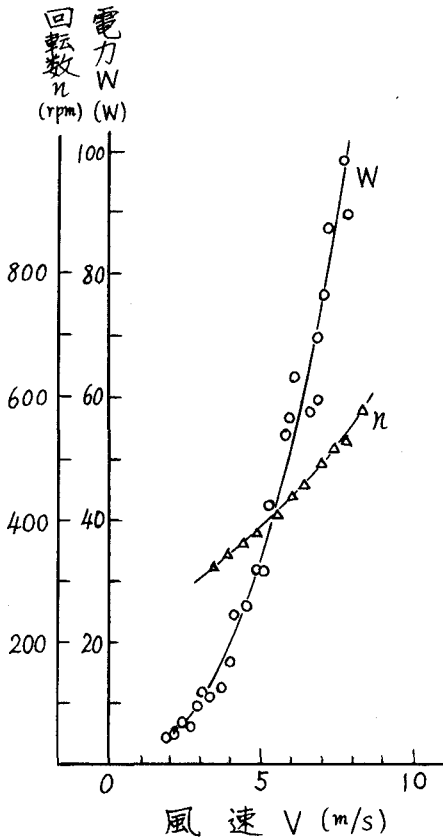


図7 電力、回転数と風速

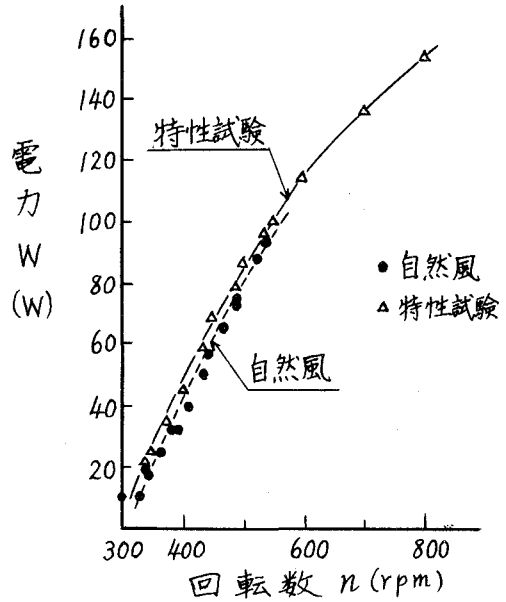


図8 電力と回転数

であるから、 P は ϕ と V^3 に依存するものである。図7に示した実験範囲内で $f(\phi)$ 、 R 、 ρ および単位換算率を定数の中に入れて概略の実験式を求めると、

$$P = 0.59 V^{2.5} (W) \quad (6)$$

となる。ただし P (W)、 V (m/s) である。

図8には図7の値を用いて書き直した $W-n$ 関係(自然風●印)と発電機特性試験の結果の $W-n$ 関係を併せ示した。両者はかなり近接した値であるが、前者は後者を少し下廻る。これは自然風の変動を相加平均によって求めたことによるものと考えられる。これらの差異に関しては今後検討する予定である。

次に先程、概略の実験式の定数に含めた C_l すなわち $f(\phi)$ をとり出して調べる。すなわち、出力係数

$$C_l = P/P_o = \frac{P}{\frac{1}{2} \pi R^2 \rho V^3} \quad (3)$$

において、 $R = 0.9$ (m)、 $\rho = 0.1272$ ($\text{kgf} \cdot \text{s}^2/\text{m}^4$) (10°C, 760 mmHg の値)、 $1 \text{ kW} = 102$ ($\text{kgf} \cdot \text{m}/\text{s}$) とすれば

$$C_l = 630.243 \times \frac{P}{V^3} \quad (7)$$

となる。ただし P は kW の数値を入れる。

$$\text{一方において} \quad \phi = \frac{\Omega R}{V} = \frac{\pi D n}{60 V} = \frac{\pi \times 1.8}{60} \cdot \frac{n}{V} = 0.09425 \frac{n}{V} \quad (8)$$

より ϕ を求め、 $C_l - \phi$ 、 $C_l^* - \phi$ 関係を求めたものを図9に示す。ここで C_l 、 C_l^* 中には発電機効率が含まれていることに注意すべきである。

一般に2枚プロペラ型高速風車の出力係数は0.37-0.43程度といわれているが、¹¹⁻⁶⁾その値は風洞実験の定常な風の場合と考えられる。この実験の場合 C_l は最大0.17程度の値を示し、前者の約43%程度に低い。また C_l^* は0.29程度である。非定常な自然風の場合は、 C_l はこのように低下するものと考えられる。

風の変動、風の息とそれに対する風車発電の応答性に関しても今後検討しなければならないが、風速の時間的変動経過とそれに対応する風車発電の応答性に関する一例を図10に示す。図に記入した時刻、40分間のデータである。大まかに見れば、ほぼ時間的ずれがなく、電力は風速の変動に追随しているようであるが、詳細に見ると必ずしも追随していないところがある。その原因としては、変動値の計測方法の問題もあるが、その外に風車と風向・風速計の設置場所が前述のように離れていることにも一因があると考えられる。図10の例は実験中の強風時の例であり、試算した風速と電力の相関係数は、0.641、他の弱風時の例では同係数は0.697が得られている。

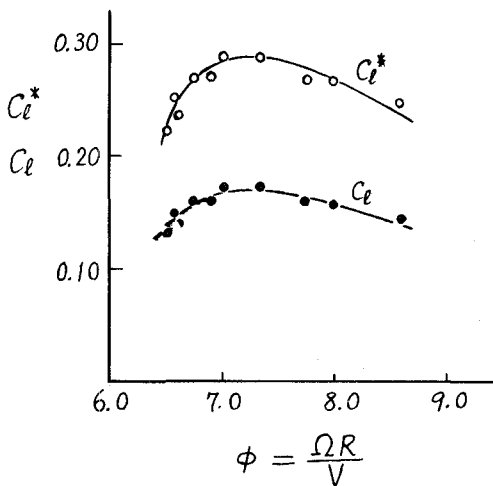


図9 出力係数 C_l 、 C_l^* と速度比 ϕ

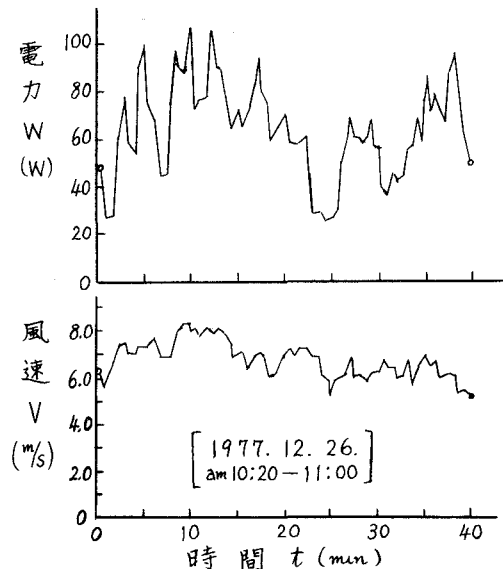


図10 電力、風速の時間的経過

7. む す び

小型2枚プロペラ型風車の発電実験を実験室内および自然風の中で、バッテリー負荷にて行い、若干の資料を得た。すなわち

- (1) バッテリー負荷の場合の直流分巻発電機の特性を調べた。
- (2) 自然風の中でのバッテリー負荷の場合の発電機の特性を求め、電力は

$$P=0.59 V^{2.5} (W) \quad (6)$$

で表わされるという結果を得た。

- (3) 出力係数 C_l を求め、従来言われている値と比較した。
- (4) 風速と発生電力の応答性を示す一例をあげた。

おわりに、この研究に関して種々援助された機械工学科 杉山弘 助教授および実験を行った学生 機械工学科 森谷志郎君、第二部機械工学科 中尾宣之君、電気工学科 堀泰晴君、電気工学専攻 阿部圭司君に深く感謝の意を表する。

(昭和53年5月20日受理)

文 献

- 1) Fales, E.N., Marks' Standard Handbook for Mechanical Engineers (1967), pp.9-8~9-9.
- 2) 三階春夫, ターボ機械, **3**, 5 (1975), pp. 38-46.
- 3) 日本機械学会, 機械工学便覧, 第4版 (1960), pp. 10-6~10-9.
- 4) 河田三治, 空気機械工学便覧, コロナ社 (1960), pp. 638-640
- 5) Glauert, H., Windmills and Fans, "Aerodynamic Theory" by W.F.Durand, IV, Chapter XI, pp.324-332.
- 6) 日本風力エネルギー協会, 風力エネルギー, **1**, 1 (1977), pp.1-38



COMBUSTION CHARACTERISTICS OF METHANOL FUELED CARBURETTOR ENGINES

Shigenobu Hayashi and Norihiro Sawa*

Abstract

Methanol, which contains oxides, is investigated as fuel for internal combustion engines. If methanol is used as fuel in internal combustion engine, consequently, there is a large possibility to reduce the NO_x concentration without lowering the engine power.

However, the combustion characteristics of methanol in the cylinder remain almost unknown to be solved in the future.

Therefore, the authors carried out researches on the influence of operating conditions on the engine power, combustion and exhaust-gas characteristics, furthermore, on the rate of effective heat release and the mass rate of burning, and so on.

1. Introduction

Methanol, which contains oxides, can be comparatively easily burnt in a form of lean mixture, increase the compression ratio because of its high octane number and has a comparatively low burning temperature because of the high latent heat of the fuel itself. If methanol is used as fuel in internal combustion engines, consequently, there is a large possibility to reduce the NO_x concentration without lowering the engine power. Also as an energy source replacing gasoline, moreover, it has attracted special interests recently and is investigated from the standpoint of fuel for internal combustion engines^{(1)~(3)}. However, the combustion characteristics of methanol are almost unknown. Therefore, the authors carried out researches on the following points :

Influence of operating conditions on the engine power and exhaust-gas characteristics (CO, THC, NO_x and RCHO concentrations); As characteristics representing the combustion, an average value \bar{P}_{max} , the standard deviation S and the coefficient of variation S/\bar{P}_{max} , of the maximum combustion pressure P_{max} ; Correlation between \bar{P}_{max} and its appearance period $\theta(\bar{P}_{max})$; Rate of effective heat release; Mass rate of burning etc.

2. Experimental Apparatus and Methods

2.1 Experimental apparatus

For the experiment, the authors used a water-cooled, single-cylinder and overhead-valve engine and an air-cooled, single-cylinder and side-valve engine but the former more frequently. Specifications of these engines are as shown in Table 1. The experimental apparatus is composed of a unit for measuring the breathing air (surge tank 4, round nozzle 1, thermometer 3 and manometer 2), a fuel feed system (fuel tank, fuel flow meter 7, carburettor

* : Professor, Dr., Dept. of Mechanical Engineerings,
Faculty of Engrs. Ibaraki University, Narusawa-cho, Hitachi

Table.1 Specifications of test engine

Engine	E-482 (OHV type)	E-252 (SV type)
Specification		
Cylinder bore × Stroke mm	φ85 × 85	φ72 × 62
Stroke volume cc	482	252
Compression ratio	8.4	6.4
Rated horsepower	6 Ps/2000 rpm ($\epsilon = 4.8$)	4.7 Ps/3600 rpm

Table.2 Operating condition of test engine (E-482)

Engine speed	2000 rpm	
Ignition advance	23.5, 35, 48.5 (°CA)	
Volumetric efficiency	26.5, 42.5, 63 (%)	
Intake pipe wall temperature	9, 44, 53 (°C)	
Water content of fuel	$y = \text{methanol}$	0, 0.25, 0.5 (%)
	$y_g = \text{gasoline}$	0, 0.5, 1.0 (%)

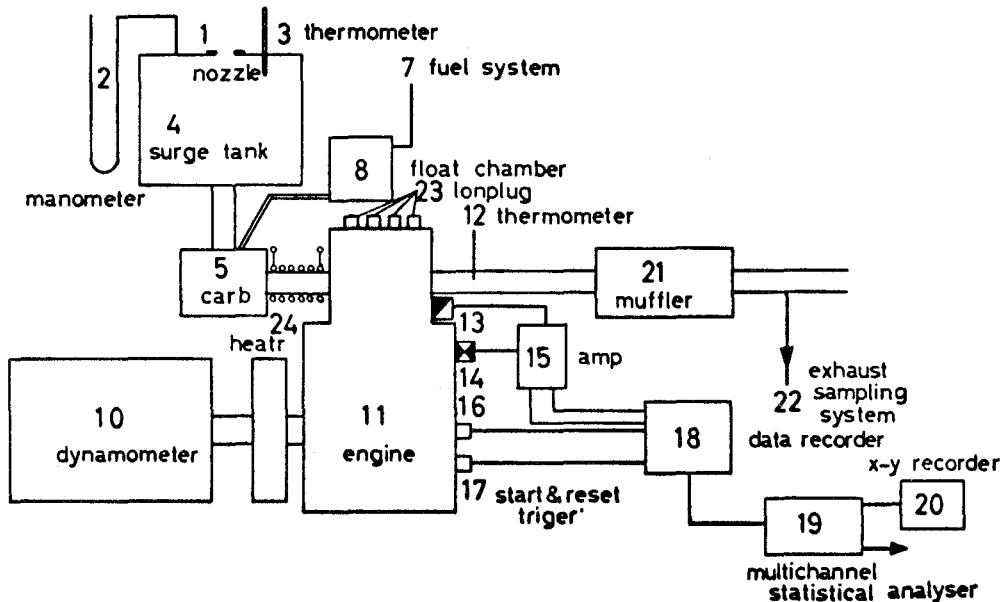


Fig. 1 : Schematic diagram of experimental apparatus

float chamber and carburettor body 5), a suction pipe system (pipe wall heater 24 and pipe wall thermometer 25), the tested engine 11, an exhaust pipe system (exhaust thermometer 12, muffler 21 and exhaust gas extracting orifice 22) and a dynamometer 10.

To investigate the combustion state, further, strain gauge type pressure indicators 13 are used, in the case of the side-valve engine ion plugs 23 are connected to the cylinder head in order to detect the flame velocity and start trigger pulse marker 16, reset pulse marker (to top dead center marker) etc. to allow the use of statistical data processor 19.

The concentrations of carbon monoxide CO, nitrogen oxides NO_x, total hydrocarbons THC and aldehyde RHCO in the exhaust gas are determined with nondispersive infrared analyzer, by the zinc-reduced naphthyle thylene diamine method⁽⁴⁾, with FID gas-chromatograph and the Kitagawa's detector tube No.71 for formaldehyde, respectively. For this purpose, the exhaust gas extracting pipe is heated with a ribbon heater so as to eliminate possible influence of the water content.

2.2 Experimental methods

At first, each of the tested engines is stationarily operated for about ten minutes under the conditions as shown in Table 2 while the engine speed N and the volumetric efficiency η_v being fixed at 2000rpm and 42.5%, respectively. After the flow rate of fed fuel is regulated by adjustment of vertical position of the float chamber, then, the power L_e , fuel flow rate G_f , the exhaust gas temperature t_e , the concentrations of CO, NO_x, THC, RHCO etc. are measured for various values from 0.7 to 1.5, of the excess air ratio λ . At the same time, the cylinder combustion pressure, top dead center mark etc. are indicated on a data recorder, these values are reproduced and fed to the statistical data processor, which draws variation frequency curves of the combustion pressure at each crank angle, average pressure diagram at 1000 cycle etc.

3. Experimental Results and Considerations

3.1 Characteristics of power and exhaust emission

The influences of the excess air ratio λ and suction pipe wall temperature t_w on the engine power and exhaust emission under methanol operations as well as comparison of them with those under gasoline operations (solid line, $y_g=0$) are shown in Figs.2 and 3, the influence of the water content y under water-containing methanol operations in Fig.4 and that of the ignition advance angle θ shown in Fig.5. In each of these figure, only one example is indicated. As can be seen from them.

1) Within a rich mixture range, $\lambda=0.6$ to 1.0, the engine power L_e and the thermal efficiency η under methanol operations are higher than those under gasoline operations, respectively (Figs.2 and 3) and increase, though slightly, further under water-containing methanol operations (Fig.4). In addition, L_e and η increase on the whole with the increasing ignition advance θ (Fig.5). In either case, lean mixture makes the heat release decrease and at the same time the combustion conditions deteriorate so that L_e and η are decreased.

However, the higher suction pipe wall temperature t_w , the lower water content y and the larger ignition advance θ improve L_e and η , resulting also in the wider combustible range.

If methanol evaporation is promoted (for example, 100% of methanol evaporates for $\lambda=1$ and at $t_w=44^\circ\text{C}$) by heating the suction pipe, in particular, their improvement at the lean mixture side is remarkable.

2) The carbon monoxide concentration CO depends mainly on the excess air ratio λ and within a lean mixture range, $\lambda > 1.1$, it does not almost depend on whether the engine is operated with gasoline or methanol as well as on the operating conditions such as the suction pipe wall temperature t_w , water content y , ignition advance θ etc. to be about 0.2 to 0.3%.

Within a rich mixture range, $\lambda < 1.0$, the CO concentration increases with decreasing λ . At the same value of λ , the concentration increases with decreasing t_w (Fig.2), increasing y (Fig.4) and decreasing θ (Fig.5) and its value under methanol operations is, though slightly, lower than that under gasoline operations (comparison of dotted line with ● marks in Figs.2 and 3). As can be guessed from calculation results of the chemical equilibrium formula, it appears that the above-mentioned decrease in CO concentration is caused by the lowering of combustion temperature (comparison of $K_w=4$ with $K_w=1$ in Fig.3) and the difference in fuel

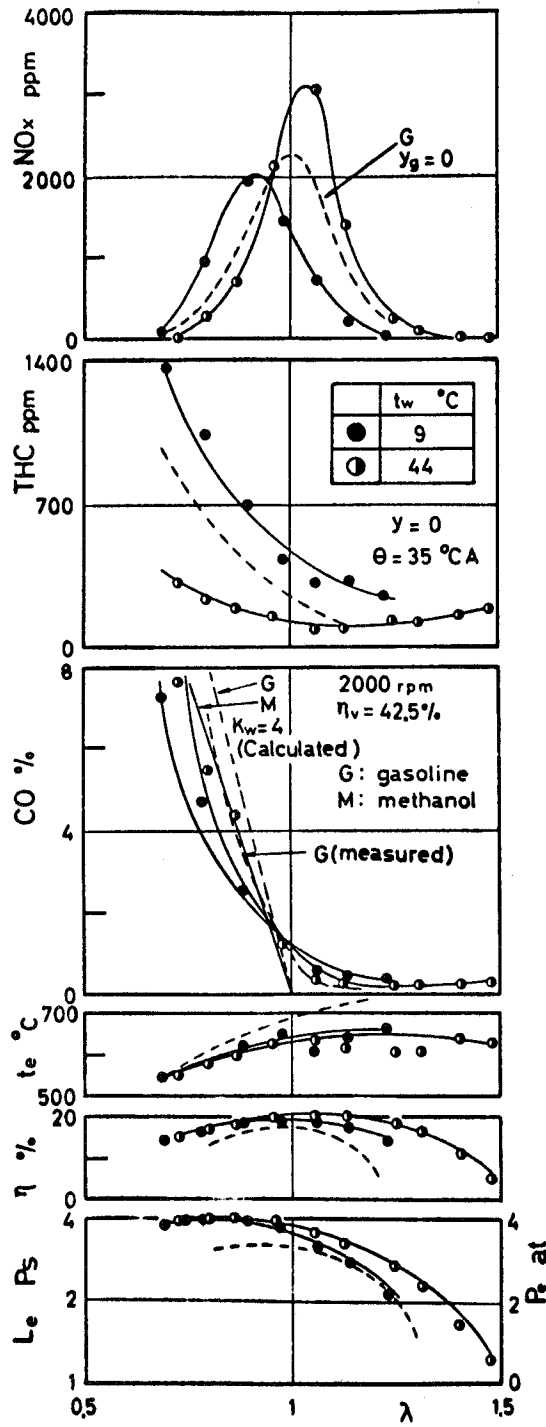


Fig. 2 : Engine power, exhaust emissions vs. excess air ratio λ

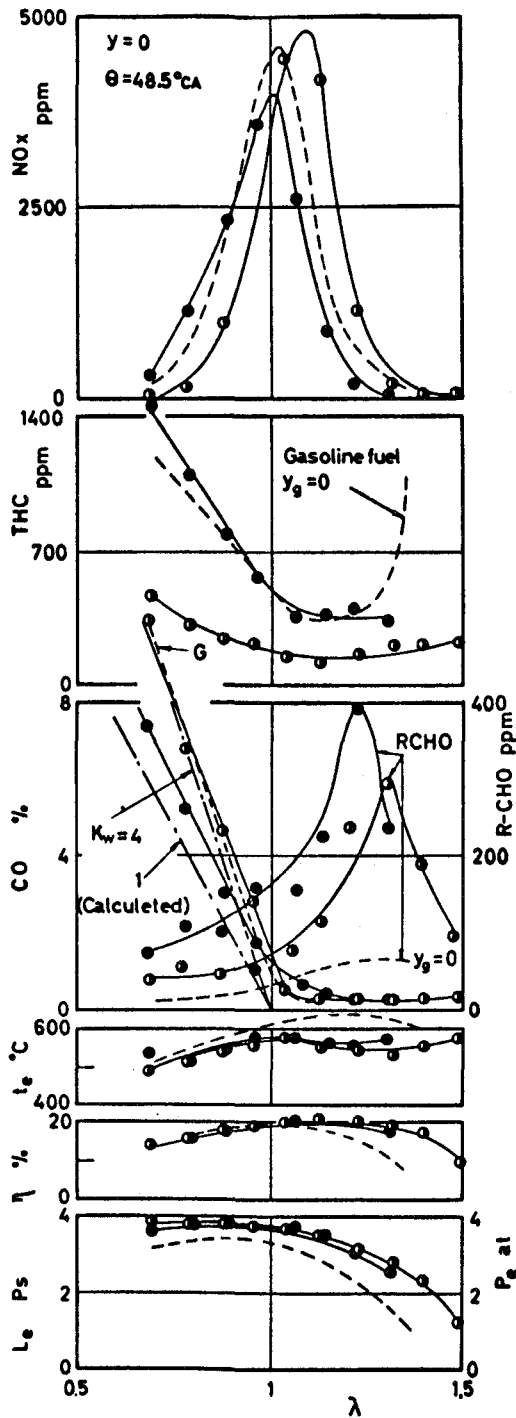


Fig. 3 : Engine power, exhaust emissions vs. excess air ratio λ , Mark G : gasoline, M : methanol

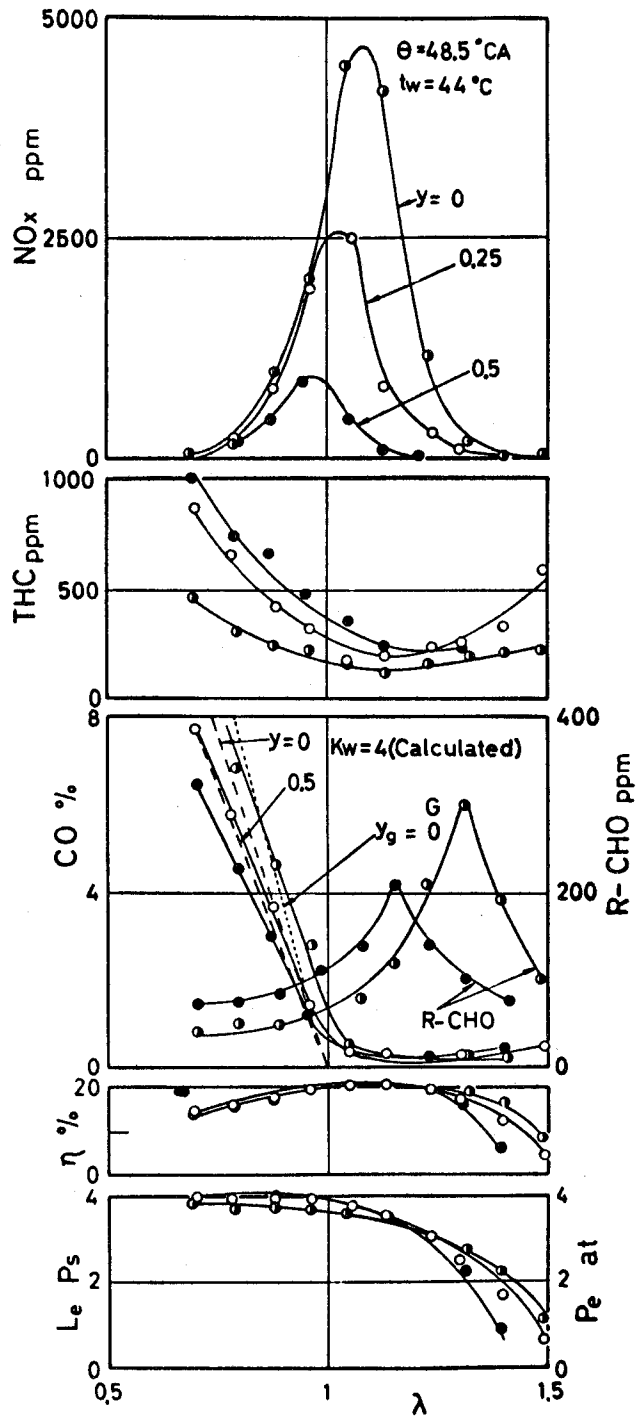


Fig. 4 : Engine power, exhaust emissions vs. water content y

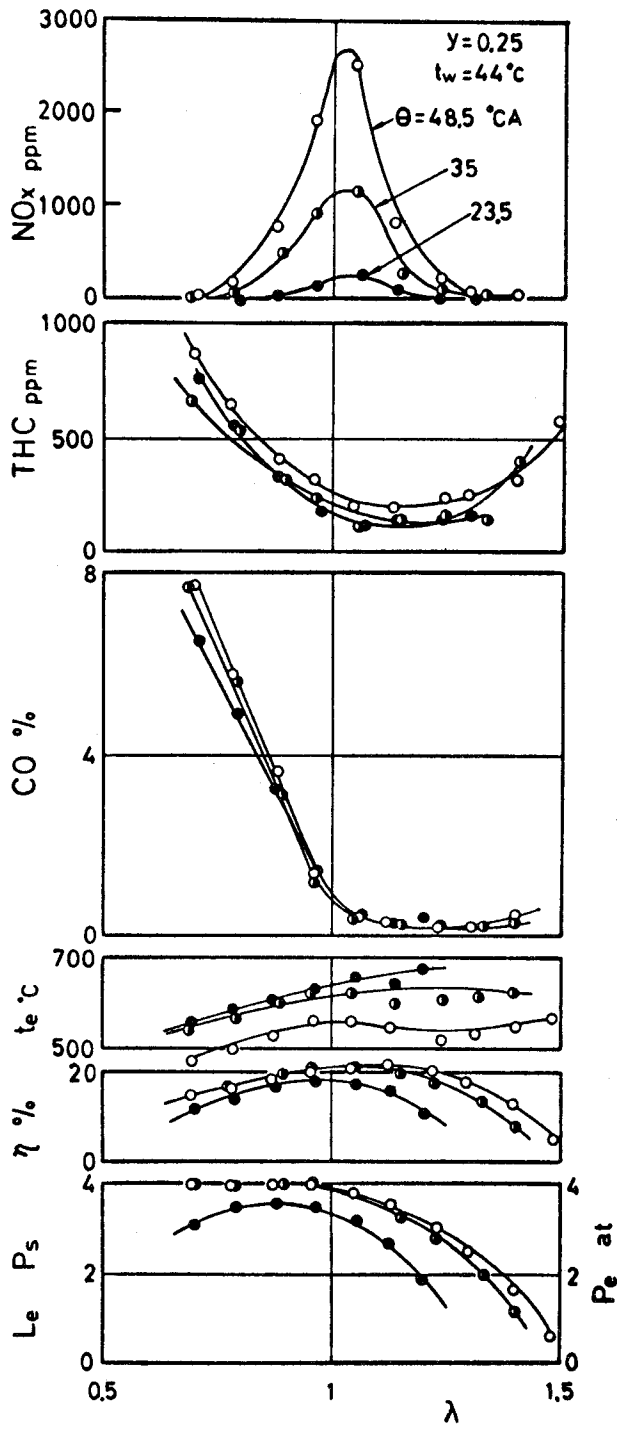


Fig. 5 : Engine power, exhaust emissions vs. ignition advance θ

composition (comparison between M and G lines in Fig.2).

3) In all cases, the total hydrocarbon concentration THC have respective minimal near $\lambda=1.1$ to 1.2 and increase either at higher or at lower side than this range. Since in this case methanol does not so actively evaporate in the suction pipe as gasoline, the THC concentration under methanol operations is considerably higher than that under gasoline operations unless the suction pipe is heated. If the pipe heated, on the contrary, the mixture becomes more uniform and the quantity of fuel adhering to the cylinder wall decreases so that the THC concentration decreases on the whole to be lower than its value under gasoline operations. Since, if the water content y is higher, evaporation of the fuel becomes worse, the mixture becomes less uniform and in addition the combustion temperature drops, so that the THC concentration increases (Fig.4). If the ignition timing is made to advance, the combustion temperature rises but on the contrary the combustion period θ_b is shorter and gas temperature in the latter half of the expansion stroke or in the exhaust pipe after opening of the exhaust valve falls, so that the oxidation reaction of unburned hydrocarbon proceeds more slowly and consequently the variation in THC concentration is slighter (Fig.5).

4) The aldehyde concentration RCHO under meteanol operations is considerably higher than that under gasoline operations ($y_g=0$ in Fig.3). This is perhaps caused by a fact that under the latter, methane formed by thermal decomposition in the quench area is oxidized to form formaldehyde, whereas under the former operations, formaldehyde is directly formed, by thermal decomposition and oxidation reaction, more easily.

5) The nitrogen oxides concetration NO_x under methanol operations is lower, to some degree, than that under gasoline operations. If the suction pipe wall temperature t_w is raised (Fig.2) and the ignition advance θ increased (Fig.5), however, the NO_x concentration is increased and becomes higher than that under gasoline operations. If the water content y is increased (Fig.4), on the other hand, decrease of the combustion temperature due to increase in latent heat of fuel makes NO_x remarkably decrease. Moreover, all the conditions which decrease NO_x tend to lower the engine power within the lean mixture range. Consequently, it is necessary to select the most suitable values of t_w , y , θ etc. without lowering engine power. On the basis of the engine power $L_e=3.3$ Ps at $\lambda=1$ under gasoline operations ($\theta=35^\circ\text{CA}$ and $\eta_i=42.5\%$), now, let us compare the value of the thermal efficiency η and the exhaust emission concentrations : under gasoline operations, $\eta=20\%$, $\text{CO}=0.7\%$, $\text{THC}=260\text{ppm}$, $\text{RHCO}=25\text{ppm}$ and $\text{NO}_x=2400\text{ppm}$, whereas under methanol operations ($\theta=48.5^\circ\text{CA}$, $y=0.5$ and $t_w=44^\circ\text{C}$), $\eta=18\%$, $\text{CO}=0.6\%$, $\text{THC}=200\text{ppm}$, $\text{RHCO}=120\text{ppm}$ and $\text{NO}_x=130\text{ppm}$. Although η decreases by 2%, that is, not only CO and THC but also NO_x are reduced and the reduction of NO_x is particularly remarkable, amounting to about 1/20. While RCHO should be reduced by means of a suitable method, it is possible to decrease further CO, THC etc. by heating the suction pipe. If the water-containing methanol is used and measures to promote its evaporation are taken, consequently, it may be a very useful fuel for carburettor engine.

3.2 Cycle-by-cycle variation of combustion pressure

3.2.1 Frequency of combustion pressur variation

Figs.6, 7 and 8 show the average pressure diagram (F vs. θ) at 1000 cycle, the variation frequencies F % of the combustion pressure P at 5.6 and 1.6 °CA before and 8.8 and 16 °CA after the top dead center (TDC) and the maximum combustion pressure \bar{P}_{max} . Combustion variation at the initial stage of the combustion process depends essentially on ignition lag and the condition of mixture near the ignition plugs, whereas pressure variation is more amplified when the mass rate of burning is larger. If the excess air ratio is higher, the suction pipe wall temperature lower and water content larger, for this reason, the ignition lag more increases and moreover the flame velocity V_f also decreases, so that the mass rate of burning at the same crankangle before the TDC decreases. As shown in the figures, consequently, the pressure variation decreases with increasing λ (Fig.6), decreasing t_w and increasing y (Fig.7). A similar phenomenon can be observed also when the ignition advance θ is decreased. Since fuel perfectly evaporates in the combustion process after the TDC and the mixture also becomes uniform, the process depends on the average properties of mixture and it is affected by the variation of average mixture ratio but since lower combustion before the TDC makes larger the mass rate of burning, the pressure variation in this period also increases. The variation of the maximum combustion pressure \bar{P}_{max} , so far frequently used for representing combustion variation, is similar to that of the combustion pressure at a crank angle after the TDC, because the maximum pressure is produced after the top dead center.

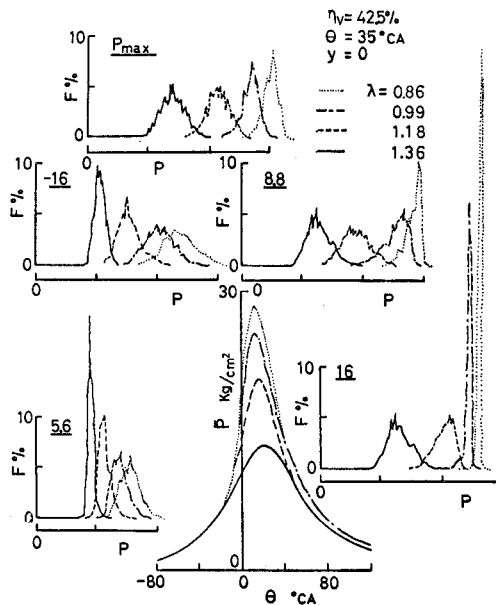


Fig. 6 : Frequency of cylinder pressure variation F vs. excess air ratio λ

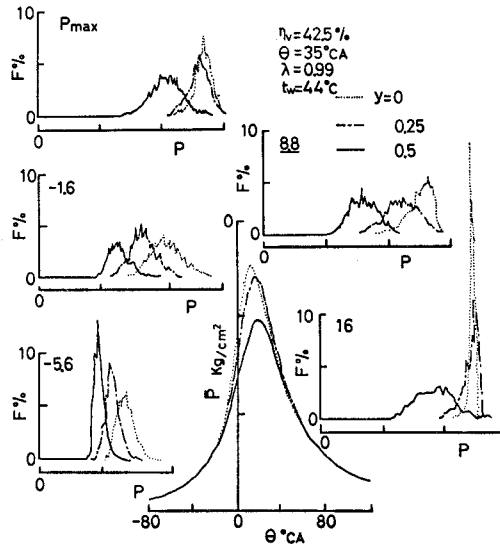


Fig. 7 : Frequency of cylinder pressure variation F vs. water content y

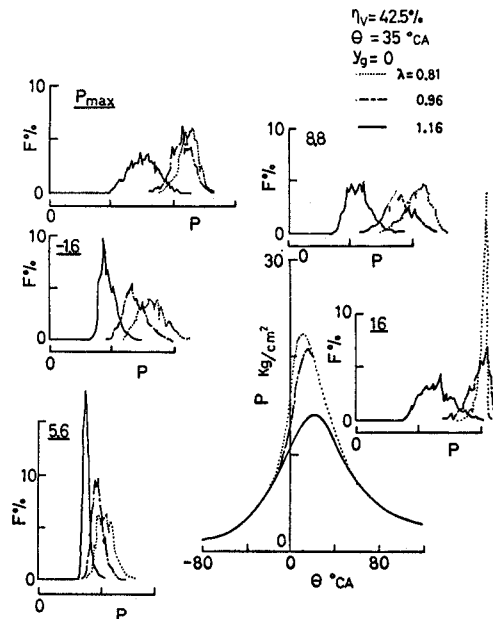


Fig. 8 : Frequency of cylinder pressure variation F vs. excess air ratio λ (gasoline fueled engine)

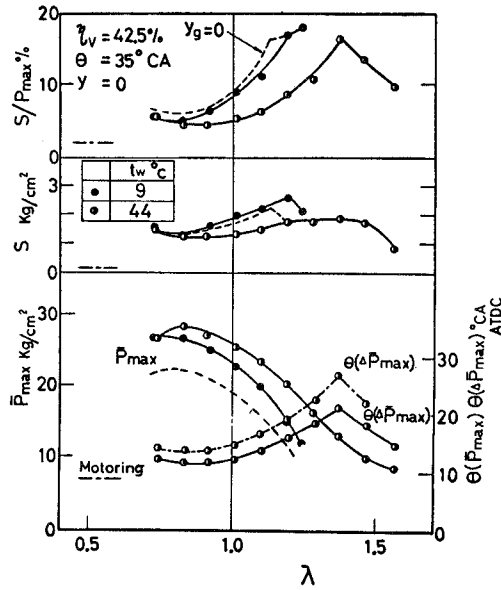


Fig. 9 : Combustion characteristics vs. excess air ratio λ and temperature of intake pipe wall t_w

For this reason, it cannot be said that the variation of \bar{P}_{max} represents precisely that of the combustion as a whole but since the former is closely related to combustion condition during the so-called principal combustion period after the TDC and also deeply connected with the combustion noise and the RHCO concentration, it can be a useful index indicating the combustion condition. Such pressure variation frequency distribution curves are perfectly the same in either case of methanol and gasoline operations.

3.2.2 Variation of maximum combustion pressure

Simultaneously with the experiments shown in Figs.2 to 5 the cylinder combustion pressure is recorded, based on these results the average maximum combustion pressure \bar{P}_{max} , its forming period $\theta(\bar{P}_{max})$, the standard deviation S of P_{max} , the coefficient of variation S/\bar{P}_{max} etc. are determined and given in Figs.9, 10 and 11. And, as an example of the experimental results obtained on the side-valve engine, Fig.12 shows \bar{P}_{max} , $\theta(\bar{P}_{max})$, the maximum $\Delta\bar{P}_{max}$ of a difference $\Delta\bar{P}$ between the combustion and motoring pressures, its forming period $\theta(\Delta\bar{P}_{max})$, the combustion duration θ_b and the flame velocity V_f (1 to 2) and V_f (1 to 3) calculated from the time when flame passes through the ion plugs 1 to 2 and 1 to 3. As can be seen from the figures, evaporation of methanol in the suction pipe is comparatively bad and for this reason the mixture is not uniform with its large variation. When the suction pipe wall temperature t_w is 9°C (\bullet marks in Fig.9), consequently, the deviation S of P_{max} is larger, to some degree, than that under gasoline operations (dotted line in Fig.9). Since the calorific value of methanol mixture is larger than that gasoline mixture and in proportion to this \bar{P}_{max} also higher, however, the coefficient of variation S/\bar{P}_{max} under methanol operations

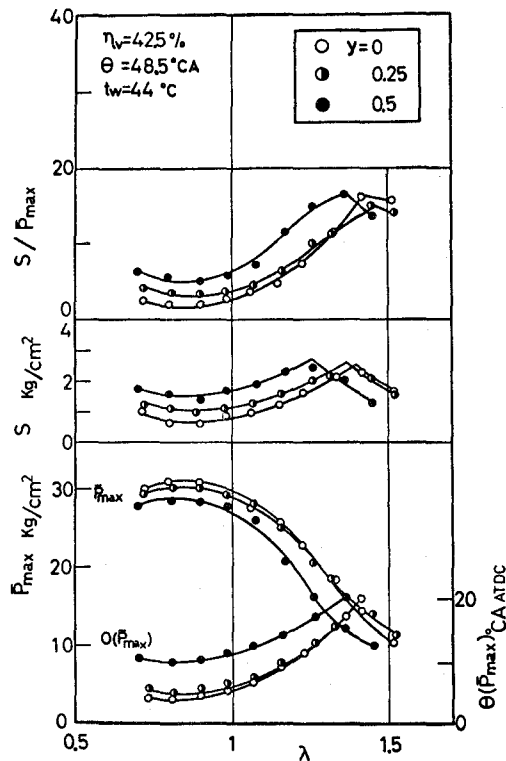


Fig. 10 : Combustion characteristics vs. water content y

is slightly lower than that under gasoline operations. On the other hand, \bar{P}_{max} increases with increasing t_w (OEP in Fig.9), decreasing water content y (Fig.10) and increasing ignition advance θ (Fig.11), at the same time the forming period of \bar{P}_{max} approaches the TDC, that is, $\theta(\bar{P}_{max})$ decreases and S as well as S/\bar{P}_{max} also decrease. Since in either case the flame velocity is the highest near $\lambda=0.85$, then $\theta(\bar{P}_{max})$ becomes minimum, \bar{P}_{max} maximum, and S as well as S/\bar{P}_{max} are minimum. Since v_f decreases with increasing λ , however, $\theta(\bar{P}_{max})$ increases, \bar{P}_{max} decreases and S as well as S/\bar{P}_{max} also increase. When λ exceeds certain value, S and S/\bar{P}_{max} on the contrary decrease. There is a positive correlation between S/\bar{P}_{max} and $\theta(\bar{P}_{max})$, because this S/\bar{P}_{max} versus λ curve is similar to the $\theta(\bar{P}_{max})$ versus λ . S/\bar{P}_{max} under motoring operations is 2 %, in each of the engines tested there is a variation, in charged fresh air, of this order and it appears that P_{max} is caused to change as a result of synergistic effect of a combustion variation related to the mixture with the above-mentioned. In the case of firing operations, the minimum values of S/\bar{P}_{max} are 6 %, 5 % ($t_w=9^\circ\text{C}$) and 4 % ($t_w=44^\circ\text{C}$) under operations with gasoline and methanol and when the suction pipe is heated, respectively.

Even if the operating condition is altered, it is considerably difficult to improve S/\bar{P}_{max} . This S/\bar{P}_{max} increases with increasing λ and attains, e.g., 17 % ($t_w=9^\circ\text{C}$) at $\lambda=1.2$.

If the suction pipe is heated, however, S/\bar{P}_{max} is remarkably improved to be decreased down to 9 % ($t_w=44^\circ\text{C}$).

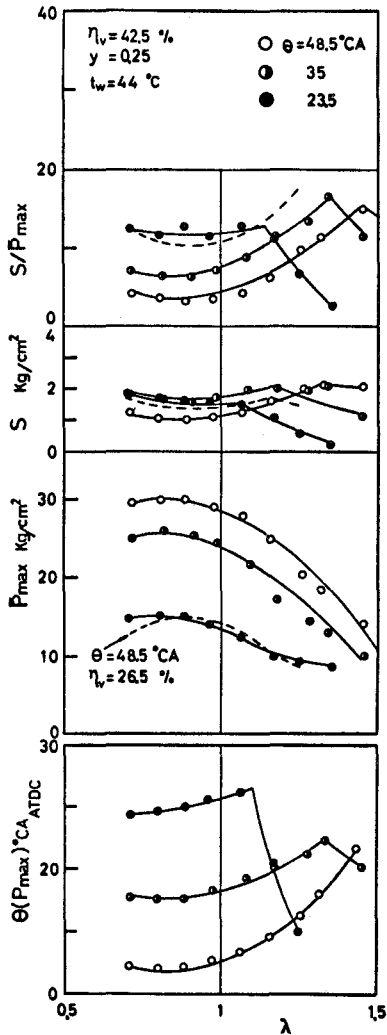


Fig. 11 : Combustion characteristics vs. ignition advance θ

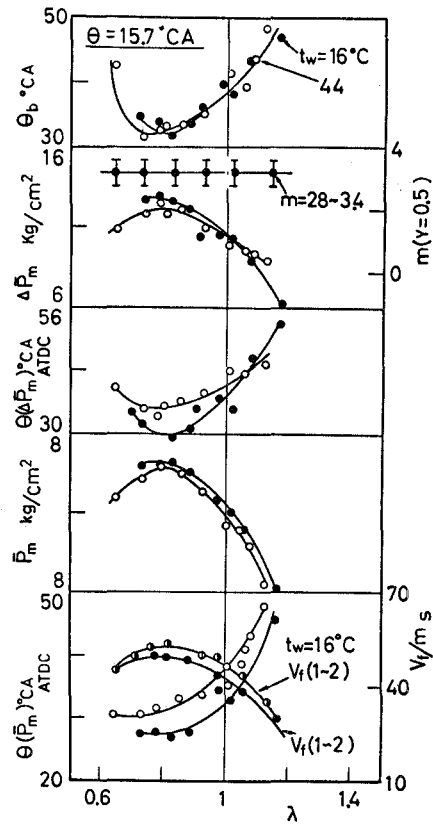


Fig. 12 : Combustion characteristics vs. excess air ratio λ (side valve type engine E-252)

The improving effect due to suction pipe heating is thus more remarkable under conditions of more difficult combustion.

3. 3 Correlation between the combustion characteristics

3. 3. 1 Maximum cylinder pressure \bar{P}_{max}

Various correlations among the mean maximum combustion pressure \bar{P}_{max} , its forming period $\theta(\bar{P}_{max})$, the maximum value $\Delta\bar{P}_{max}$ of a difference $\Delta\bar{P}$ between the mean combustion \bar{P} and compression \bar{P}_c pressures are shown in Figs. 13, 14 and 15.

According to these figures, there is a linear correlation between \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$ (Fig. 13) and all the points lie on the same gradient line, which does not depend on whether the side-valve engine E-252 (SV) or a two-cycle (H) is tested, on whether a tested engine is

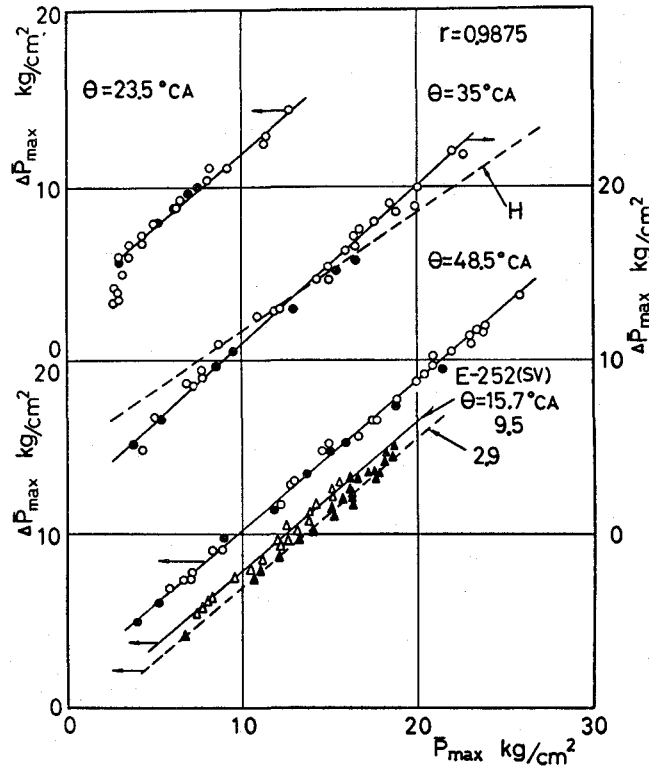


Fig. 13 : Correlation between $\Delta\bar{P}_{max}$ and \bar{P}_{max}

operated with methanol (\circ mark) or gasoline (\bullet mark) and on operating conditions such as the suction pipe wall temperature etc. The forming periods of \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$ correspond to a condition where flame spreads sufficiently in the combustion chamber and depend mainly on such average properties as mixture ratio and charged quantity of fresh air in the combustion chamber. If the breathing air and the engine speed are kept constant irrespective of the operating conditions as the present experiment, consequently, it appears that a particularly strong correlation (coefficient of correlation $\gamma=0.9875$) exists between \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$. If the combustion velocity is larger and the combustion completed in an early stage, that is, $\theta(\Delta\bar{P}_{max})$ is shorter, \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$ are formed while the combustion chamber having only a smaller volume, which lower heat loss, so that the values of \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$ become both larger.

As shown in Figs. 14 and 15, consequently, strong negative correlations exist between \bar{P}_{max} and $\theta(\bar{P}_{max})$ as well as between $\Delta\bar{P}_{max}$ and $\theta(\Delta\bar{P}_{max})$, respectively. When λ increases and S/\bar{P}_{max} rapidly decreases, however, $\theta(\bar{P}_{max})$ also decreases in this range ($\lambda > 1.3$ to 1.4) so that within the range there exists on the contrary a positive correlation between \bar{P}_{max} and $\theta(\bar{P}_{max})$.

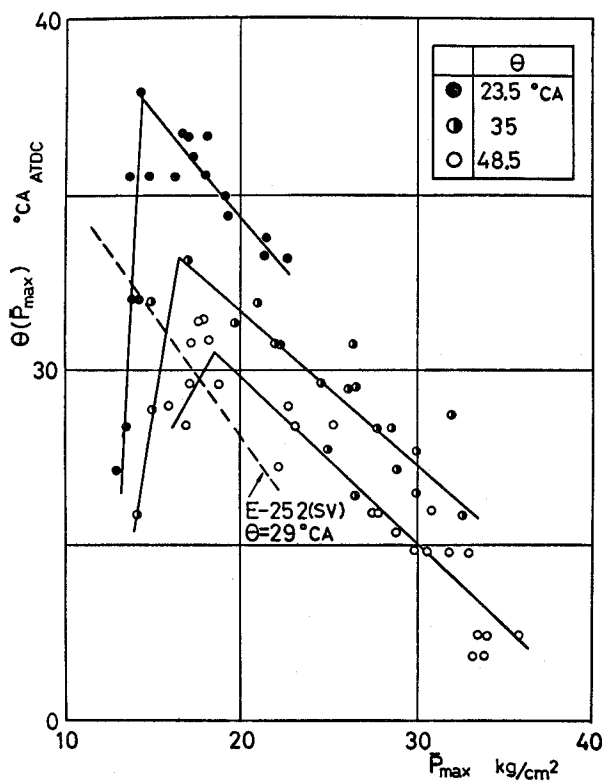


Fig. 14 : Correlation between $\theta(\bar{P}_{max})$ and \bar{P}_{max}

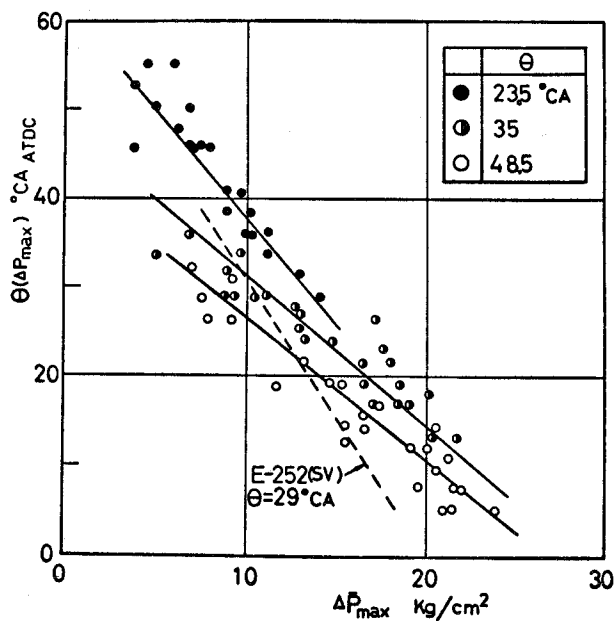


Fig. 15 : Correlation between $\theta(\Delta \bar{P}_{max})$ and $\Delta \bar{P}_{max}$

Although a similar correlation can be observed also when the ignition advance θ is altered, \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$ decrease as well as θ (\bar{P}_{max}) and θ ($\Delta\bar{P}_{max}$) increase with decreasing θ , so that it is impossible to make the experimental results lie on one straight line. Since correlations exist between \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$, between \bar{P}_{max} and θ (\bar{P}_{max}) and between $\Delta\bar{P}_{max}$ and θ ($\Delta\bar{P}_{max}$), a positive correlation must exist also between θ (\bar{P}_{max}) and θ ($\Delta\bar{P}_{max}$).

3. 3. 2 Maximum heat release

Fig. 13 shows a representative result of the mass rate of burning $Y = \Delta\bar{P} / \Delta\bar{P}_{max}$, calculated by the Rassmeiler's method ⁽⁵⁾ from the average combustion \bar{P} and compression \bar{P}_c pressures at 1000 cycle. Z on the abscissa is a ratio of the crank angle θ from combustion start to the combustion period θ_b , that is, $Z = \theta / \theta_b$ and the combustion start and end correspond to moments when the cylinder pressure begins to become higher than the motoring and when $\Delta\bar{P}$ becomes equal to $\Delta\bar{P}_{max}$. According to such a result of analysis as this, the combustion becomes slower (with slower increase in $\Delta\bar{P}$) with increasing excess air ratio λ and water content y and decreasing suction pipe wall temperature t_w and ignition advance θ , so that the period of combustion end θ ($\Delta\bar{P}_{max}$) is delayed and $\Delta\bar{P}_{max}$ also lowered. An equation of this mass rate of burning is given by Wiebe as follows⁽⁶⁾ :

$$Y = 1 - e^{-az^{m+1}} \dots\dots\dots (1)$$

where \underline{a} and \underline{m} denote characteristics numbers on combustion and Wiebe described that $\underline{a} = 6.9$, $\underline{m} = 0.1$ to 1.0 for diesel engine and 1.0 to 3.0 for gasoline engine. However, the results obtained in the present experiment under both gasoline (\circ mark) and methanol (\bullet mark) operations do not coincide with the Wiebe's calculation curve (Fig. 13), that is, it shows such a condition that \underline{m} is lower at the initial stage of combustion and becomes large towards final stage. Now, let us determine an average value of \underline{m} . Read the value of Z at $Y = 0.5$ out of the Y versus z curve and after substituting it into Eq. (1) calculate the value of \underline{m} backwards, then, although the value of \underline{m} depends to some degree on λ , t_w , θ etc., it is kept within a range from 2.5 to 4.3 (see Fig. 12). With Y denoting the mass rate of burning, the rate of heat release is given, from the Wiebe's formula (1), by the following :

$$\frac{d\bar{Q}}{d\theta} = H_u \cdot G_f \cdot \frac{dY}{d\theta} = H_u \cdot G_f \cdot e^{-az^{m+1}} \cdot a(m+1) \frac{z^m}{\theta_b} \dots\dots\dots (2)$$

Differentiate Eq. (2) with θ and put $\frac{d^2\bar{Q}}{d\theta^2} = 0$, then $z = \left[\frac{1}{a(m+1)} \right]^{1/(m+1)}$, which is a condition for $\frac{d\bar{Q}}{d\theta}$ to maximum.

Consequently, the maximum value of heat release $\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta} \right)_{max}$ is

$$\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta} \right)_{max} = \frac{H_u \cdot G_a / M_o}{\lambda \theta_b} \cdot a(m+1) \left\{ \frac{m}{a(m+1)} \right\}^{m(m+1)} e^{-m/(m+1)} \dots\dots\dots (3)$$

where H_u : The lower calorific value of fuel, G_f : Flow rate of the fuel, G_a : Quantity of breathing air, λ : Excess air ratio, M_o : Theoretical air/fuel ratio, θ_b : Duration of combustion, \underline{a} and \underline{m} : Characteristics numbers on the combustion.

Since, in the present experiment, G_a is constant, the experimental value of \underline{m} is 2.5 to 4.3

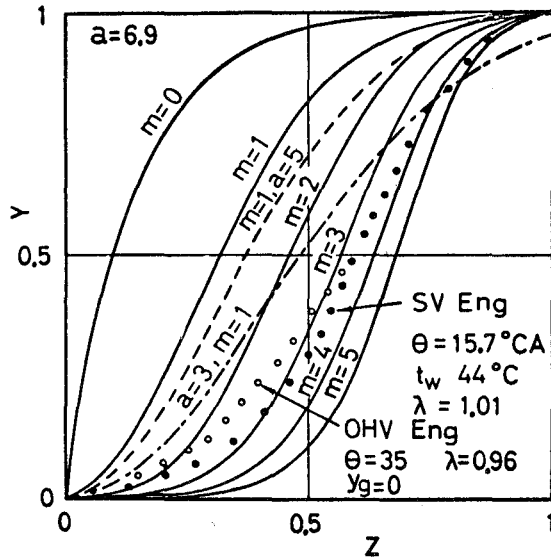


Fig. 16 : Burning mass rate Y and Wiebe's function

and the corresponding value of $a(m+1) \cdot \{m/a(m+1)\} \cdot e^{-m/(m+1)}$ 2.3 to 2.8 provided that $a = 6.9$, on the assumption that this value is also constant, the value $\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta}\right)_{max}$ is proportional to $(H_u/M_o)/(\lambda\theta_b)$. From the equation of energy equilibrium for mixture in the cylinder as well as that of state for gas, on the other hand, the rate of heat release is given by

$$\frac{d\bar{Q}}{d\theta} = \frac{A}{\kappa - 1} \left(\kappa \bar{P} \frac{dV}{d\theta} + V \frac{d\bar{P}}{d\theta} \right) + \frac{d\bar{Q}_w}{d\theta} \dots\dots\dots (4)$$

where \bar{Q} : Quantity of heat release, \bar{Q}_w : Quantity of emitted heat, θ : Crank angle, A : Heat equivalent of work, κ : Specific heat ratio of mixture in the cylinder, \bar{P} : Average combustion pressure at 1000 cycle, V : Volume of the combustion chamber.

If successive numerical calculation of Eq.(4) is carried out with the average pressure diagram, consequently, it is possible to obtain easily an effective rate of heat release $\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta} - \frac{d\bar{Q}_w}{d\theta}\right)$. While an empirical formula on $(d\bar{Q}_w/d\theta)$ is proposed, Fig. 17 shows a relation between $(H_u/M_o)/(\lambda\theta_b)$ and $\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta} - \frac{d\bar{Q}_w}{d\theta}\right)_{max}$ which is calculated instead of $(d\bar{Q}/d\theta)_{max}$ because $d\bar{Q}_w/d\theta$ is proportional to $d\bar{Q}/d\theta$ and its value is comparatively small. From the figure, it can be seen that the experimental values either case of methanol (\circ mark) and gasoline (\bullet mark) operations lie well on a straight line and, for this reason, that there exists a strong positive correlation ($\gamma=0.9584$) between $\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta}\right)_{max}$ and $(H_u/M_o)/(\lambda\theta_b)$.

Since as mentioned in the preceding section \bar{P}_{max} increases with decreasing combustion period θ_b , \bar{P}_{max} is proportional to $1/\lambda\theta_b$. Consequently, a positive correlation ($\gamma=0.9225$) exists also between $\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta}\right)_{max}$ and \bar{P}_{max} (Fig. 18).

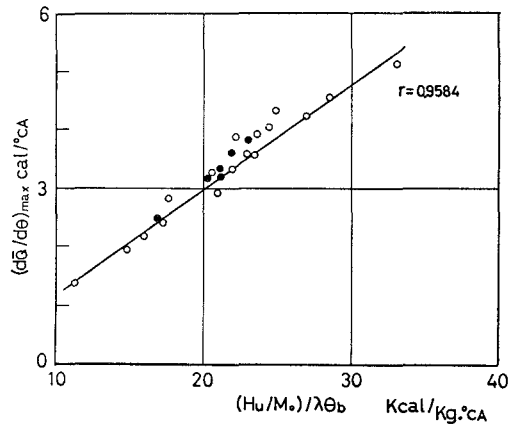


Fig. 17 : Correlation between $(d\bar{Q}/d\theta)_{max}$ and $(H_u/M_o)/\lambda\theta_b$

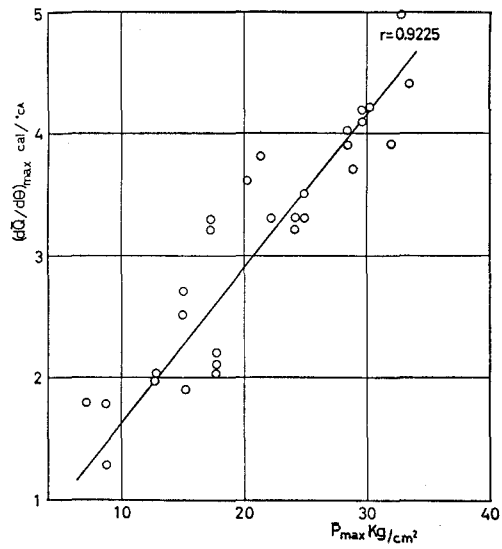


Fig. 18 : Correlation between $(d\bar{Q}/d\theta)_{max}$ and \bar{P}_{max}

4. Conclusion

The influences of methanol-operating conditions of four-cycle spark-ignition engine on the engine power, the characteristics of exhaust gas and combustion variation were investigated experimentally besides the correlation among combustion characteristics. The obtained results can be summarized as follows :

1) Since methanol evaporates only inactively in the suction pipe because of its large latent heat, it is necessary to promote evaporation by heating the suction pipe wall makes the concentration of total hydrocarbon THC decrease but on the contrary that of nitrogen oxides NO_x increase. Although it is possible to lower NO_x by means of operating with lean mixture, the engine power decreases simultaneously so that there is not almost advantage in comparison with gasoline operation. If water-containing methanol is used and its water content, the suction pipe wall temperature and the ignition timing are suitable to reduce remarkably NO_x without lowering the power. Since in this case the concentration of aldehyde RCHO is considerably higher than that under gasoline operations, it is necessary to remove it through some appropriate measure.

2) The coefficient of cycle variation S/\bar{P}_{max} in maximum combustion pressure has a minimum, about 5%, near $\lambda=0.85$.

Since, the value of S/\bar{P}_{max} increases with increasing λ and when λ becomes larger than a certain value, it decreases.

In general, the value of S/\bar{P}_{max} increases with increasing water content y and decreasing ignition advance θ but it decreases by heating the suction pipe and at the same time the combustible range also expands towards the leaner mixture side. In the case of $\lambda=1.2$, e.g., it is possible to improve S/\bar{P}_{max} from 17 to 9% at t_w from 9 to 44°C, respectively.

3) \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$, characteristics of the combustion pressure, as well as the flame velocity V_f take respective maximum near the excess air ratio $\lambda=0.85$ and at the same time their respective forming periods θ (\bar{P}_{max}), θ ($\Delta\bar{P}_{max}$) and the combustion duration θ_b have respective minimum. Since mixture burns more slowly with increasing λ , θ (\bar{P}_{max}), θ ($\Delta\bar{P}_{max}$) and θ_b increase, whereas \bar{P}_{max} , $\Delta\bar{P}_{max}$ and V_f decrease. At constant λ , θ (\bar{P}_{max}), θ ($\Delta\bar{P}_{max}$) and θ_b decrease and \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$ increase with increasing suction pipe wall temperature, decreasing water content y and increasing ignition advance θ .

4) It is possible to observe positive strong correlations between \bar{P}_{max} and $\Delta\bar{P}_{max}$, between θ (\bar{P}_{max}) and θ ($\Delta\bar{P}_{max}$) and between S/\bar{P}_{max} and θ (\bar{P}_{max}), whereas negative between \bar{P}_{max} and θ (\bar{P}_{max}) and between $\Delta\bar{P}_{max}$ and θ ($\Delta\bar{P}_{max}$).

5) Although the mass rate of burning Y does not always coincide with the Wiebe's function, backward calculation of the characteristics number \underline{m} with an experimental value Z ($\equiv \theta/\theta_b$) at $Y=0.5$ reveals that the value of \underline{m} decreases, within a range from 2.5 to 4.3, with increasing excess air ratio λ and ignition advance θ .

6) The maximum value of the rate of heat release $\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta}\right)_{max}$ are linearly proportional to $(H_u/M_o)/\lambda\theta_b$ and lie well on a straight line irrespective of gasoline or methanol operations.

This result coincides sufficiently with that of qualitative analysis by means of the Wiebe's function. A positive strong correlation exists between this $\left(\frac{d\bar{Q}}{d\theta}\right)_{max}$ and \bar{P}_{max} .

Nomenclatures

A	: Heat equivalent of work (Kcal/Kg·m)
CO	: Carbon monoxide concentration (%)
F	: Frequency of combustion pressure variation
G	: Flow rate (g/sec)
Hu	: Lower calorific value (Kcal/Kg)
Le	: Power (Ps)
Mo	: Theoretical Air/Fuel ratio (Kg/Kg)
N	: Engine speed (rpm)
NO _x	: Nitrogen oxide concentration (ppm)
\bar{P}	: Average combustion pressure at 1000 cycle (Kg/cm ²)
\bar{P}_c	: Average compression pressure (Kg/cm ²)
P_{max}	: Maximum combustion pressure (Kg/cm ²)
\bar{P}_{max}	: Average value of maximum combustion pressure (Kg/cm ²)
$\Delta\bar{P}$: Pressure difference the mean combustion and compression pressures (Kg/cm ²)
$\Delta\bar{P}_{max}$: Maximum value of pressure difference $\Delta\bar{P}$ (Kg/cm ²)
\bar{Q}	: Quantity of heat release (Kcal)
\bar{Q}_w	: Quantity of emitted heat (Kcal)
RCHO	: Aldehyde concentration (ppm)
S	: Standard deviation
S/\bar{P}_{max}	: Coefficient of variation
THC	: Total hydrocarbon concentration (ppm)
t_e	: Exhaust gas temperature (°C)
t_w	: Suction pipe wall temperature (°C)
Vf	: Flame velocity (m/sec)
Y	: Mass rate of burning
y	: Water content (%)
η	: Thermal efficiency
η_v	: Volumetric efficiency
θ	: Crank angle (°CA)
θ_b	: Combustion period (°CA)
κ	: Specific heat ratio of mixture in the cylinder
λ	: Excess air ratio
a, m	: Characteristics numbers on the combustion

(Received May. 20, 1978)

References

- (1) G. D. Ebersole : SAE Trans., 720692 (1972), Engine performance and exhaust emissions : Methanol vs. Iso-octane,
- (2) E. J. Canton et al. : SAE paper 750698 (1975), Lean combustion of methanol-gasoline blends in a single cylinder SI engine,
- (3) Kajitani et al. : Trans. Japan Soc. Mech. Engrs. Vol. 42, No. 360, (1976-8), A study of SI methanol engine,
- (4) JIS K 0104 (1974), Methods for Determination of Oxides of Nitrogen in Exhaust Gases,
- (5) G. M. Rassweiler : SAE Trans. 42-5 (1938), Motion pictures of engine flames correlated with pressure cards,
- (6) Wiebe I. : Verlag der Akademie der Wissenschaften der UdSSR (1956),

放射熱伝達の解析 (第1報, 内部発熱, 対流熱伝達と共存する場合の解析)

媚 山 政 良

Analysis of Radiative Heat Transfer (1st Report, In case of compound heat transfer with radiation, convection and internal heat source)

Masayoshi Kobiyama

Abstract

The energy equations of compound heat transfer with radiation and convection are non-linear integro-differential type which is not easy for analysis. In this report, one of the numerical methods is introduced under the condition of uniform radiative properties with Monte Carlo Method in order to make the analysis possible and easy. The analytical results of this compound heat transfer with internal heat source prove that the effects of radiative absorption coefficient and quantity of internal heat source have influence on heat transfer characteristics.

1. 緒 言

放射熱伝達が系の伝熱特性を支配する、ないしは放射熱伝達の考慮を払わずには系の定性的な傾向を説明しえない伝熱系は工学の分野のみならず身近かな生活環境にも多くある。放射は他の伝熱形態とは異なる特有の機構を持ち、その現象は複雑である。このため、放射熱伝達現象を簡略化し解析する方法が数多く提案され、工学的にその妥当性が確認されるに至り¹⁾、熱伝達量計算の数式化は比較的容易に行ない得るようになってきている。しかし、現象を簡略化しても、系を支配する積分方程式(対流(伝導)を同時に考え合わせる共存熱伝達問題では温度に関し非線型の微積分方程式となる)の解法は一般に煩雑であり、多くの伝熱系に適応でき、精度を保ち効率良く解く方法を導くことが工学的に重要な研究課題となっている。

本報では、伝熱系の形状、放射物性等の変化に柔軟性のある適応が可能な Monte Carlo 法²⁾により放射熱伝達の解析を行ない、同法がある条件下のもとでは確率計算個有の誤差を減じ得、その利用が容易であり、数値解析に必要とする演算時間の短縮が可能であることを示す。また、平行平板間流路内を内部発熱を伴う放射性流体が流動する場合の熱伝達の解析を行ない、その特性を明らかとする。

記号

A : 面積 m^2	γ : 比重量 kg/m^3
C_p : 定圧比熱 $kcal/kg \text{ } ^\circ K$	δ : 誤差
E : 放射能 $kcal/m^2h$	ζ : 方位角 rad
F : ガスの吸収を考慮した形態係数	η : 天頂角 rad
l : 微小要素間空間距離 m	Θ : 無次元温度
N : 放射束数 本	θ : 無次元温度
N_R : 伝導-放射パラメータ	κ : 放射吸収係数 $1/m$
N_{ux} : 局所ヌッセルト数	λ : 熱伝導率 $kcal/mh \text{ } ^\circ K$
P : 位置	σ : ステファン-ボルツマン定数 $kcal/m^2h \text{ } ^\circ K^4$
Pr : プラントル数	τ : 光学距離
q_{in} : 内部発熱量 $kcal/m^3h$	ϕ : 壁の法線を微小要素の方向とのなす角 rad
q_R : 放射熱流束 $kcal/m^2h$	
q_x : 壁面熱負荷 $kcal/m^2h$	
R : $0 \leq R < 1$ の一様乱数	下添字
Re : レイノルズ数	m : 平均値
s : $x-y$ 平面上の微小要素間距離 m	w : 壁面
T : 温度 $^\circ K$	g : 流体
t : 温度 $^\circ C$	gg, gw, wg, ww : 微小要素の相対位置
u : 速度 m/h	上添字
X : グレーツ数	I : 一次元
x : 流れ方向の座標	II : 二次元
y : 流れに直角方向の座標	

2. 伝熱系および基礎方程式

2.1 伝熱系

伝熱系を図1に示す。本モデルは z 方向に無限幅で、 x 方向すなわち流れ方向に半無限長の平行平板間を内部発熱 ($x=0$ にて発熱を開始する) を伴う放射性流体が発達した層流状態で流れる場合である。その他の系の設定条件をつぎと置く。

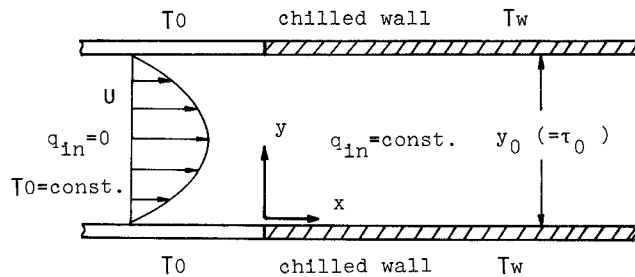


図1 伝熱系

- 1) 流体は波長特性を有しない灰色放射性流体とする。
- 2) 壁面は等温の黒体乱射出面とする。
- 3) 単位体積あたりの内部発熱量を一定とする。
- 4) 物性値は一定とし、流体に働く浮力などの体積力は考慮しない。
- 5) 流れおよび熱伝達はともに定常状態にあるものとする。

2.2 基礎方程式 (付録1 参照)

速度分布は次式とする。

$$u = 6u_m \left\{ \left(\frac{y}{y_0} \right) - \left(\frac{y}{y_0} \right)^2 \right\} \quad (1)$$

流体および壁面に対するエネルギー式を次式とする。

$$\gamma u C_p \frac{\partial T_g}{\partial x} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T_g}{\partial y^2} \right) - \text{div } q_{Rg} + q_{in} \quad (2)$$

$$q_{x1} = -\lambda \left(\frac{\partial T_g}{\partial y} \right)_{y=0} - q_{Rw1} \quad (3)$$

ただし、 q_{Rg} 、 q_{Rw} はおのおの流体、壁面における放射熱流束であり、図1 に示す二次元温度場に対しては次式として与えられる。

$$\begin{aligned} -\text{div } q_{Rg} = & -4\kappa E_g + \kappa \left[\int_{-\infty}^{+\infty} \int_0^{y_0} 4\kappa E_g \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} dz \right\} dy dx \right. \\ & + \int_{-\infty}^{+\infty} E_{w1} \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_1}}{\pi l_{w1}^2} \cos \phi_1 dz \right\} dx \\ & \left. + \int_{-\infty}^{+\infty} E_{w2} \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_2}}{\pi l_{w2}^2} \cos \phi_2 dz \right\} dx \right] \quad (4) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} -q_{Rw1} = & -E_{w1} + \int_{-\infty}^{+\infty} \int_0^{y_0} 4\kappa E_g \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_1}}{4\pi l_{w1}^2} \cos \phi_1 dz \right\} dy dx \\ & + \int_{-\infty}^{+\infty} E_{w2} \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_2}}{\pi l_{w12}^2} \cos^2 \phi_{12} dz \right\} dx \quad (5) \end{aligned}$$

ただし、 l は着目する二要素間の空間距離である。

ここで、次式による置換えを行ない、 F を「ガスの吸収を考慮した形態係数⁴⁾」とよぶ。

$$\left. \begin{aligned} F_{gg}^{\parallel}(\kappa S) &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} dz \right\} \kappa dx dy \\ F_{wg}^{\parallel}(\kappa S_{w1}) &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_1}}{\pi l_{w1}^2} \cos \phi_1 dz \right\} \kappa dx dy \\ F_{gw}^{\parallel}(\kappa S_{w1}) &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_1}}{4\pi l_{w1}^2} \cos \phi_1 dz \right\} dx \\ F_{ww}^{\parallel}(\kappa S_{w12}) &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_{12}}}{\pi l_{w12}^2} \cos^2 \phi_{12} dz \right\} dx \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

ただし, s は着目する二要素間の平面 ($x-y$ 平面) 上の距離である。

また, $F^I = \int_{-\infty}^{+\infty} (F^{II}/dx) dx$ として, つぎの置換えを行なう。

$$\left. \begin{aligned} F_{gg}^I(\kappa y) &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} dz dx \right\} \kappa dy \\ F_{wg}^I(\kappa y_{w1}) &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_1}}{\pi l_{w1}^2} \cos \phi_1 dz dx \right\} \kappa dy \\ F_{gw}^I(\kappa y_{w1}) &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_1}}{4\pi l_{w1}^2} \cos \phi_1 dz dx \right\} \\ F_{ww}^I(\kappa y_0) &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l w_1}}{\pi l_{w12}^2} \cos^2 \phi_{12} dz dx \right\} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

以下, F^I, F^{II} をおのおの「一次元」, 「二次元」と冠しよぶ。 F^{II} および F^I は, 数式上, Einstein の定議した関数 F_n ⁵⁾ および指数積分関数 E_n とつぎの関係がある。

$$\left. \begin{aligned} F_{gg}^{II}(\tau) &= \frac{\kappa dx dy}{2\pi l} F_1(\tau) \\ F_{gw}^{II}(\tau) &= \frac{y dx}{2\pi l_{w1}^2} F_2(\tau) \\ F_{wg}^{II}(\tau) &= \frac{2\kappa y dx dy}{\pi l_w^2} F_2(\tau) \\ F_{ww}^{II}(\tau) &= \frac{2y_0^2 dx}{\pi l_s^3} F_3(\tau) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

ただし, τ は κs を表し (二要素間の平面上の光学距離), $F_n(\tau)$ は次式をもって示される。

$$F_n(\tau) = \int_0^{\frac{\pi}{2}} e^{-\tau/\cos \phi} (\cos \phi)^{n-1} d\phi \quad (n=1,2,3) \quad (9)$$

$$\left. \begin{aligned} F_{gg}^I(\tau) &= \kappa dy E_1(\tau)/2 \\ F_{wg}^I(\tau) &= 2\kappa dy E_2(\tau) \\ F_{gw}^I(\tau) &= E_2(\tau)/2 \\ F_{ww}^I(\tau_0) &= 2E_3(\tau_0) \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

ただし, τ は κy を, τ_0 は κy_0 (二平面間の光学距離) を表し, $E_n(\tau)$ は次式をもって示される。

$$E_n(\tau) = \int_0^1 \mu^{n-2} e^{-(\tau/\mu)} d\mu, \mu = \cos \theta \quad (n=1,2,3) \quad (11)$$

なお, 境界条件は後述する。

3. 解 析 法

前章において、基礎方程式を導入し、形態係数を定義したが、対流を同時に考慮することにより方程式は温度に対し非線型となり、また、内部発熱を同時に考慮することにより取扱いえる現象は多岐に渡る。このため、基礎式を無次元表示することは必ずしもその理解を容易とし、一般化を図り、解析を容易とするとは限らない。したがって、ここでは上述した諸式を直接取扱い、のちに解析条件および結果の表示に必要な無次元数および無次元式を示す。

3. 1 放射熱伝達の解析法

後述するいくつかの問題を解消するため、ここでは放射熱伝達量の計算に Monte Carlo 法を用いる。図 1 および基礎式に示す伝熱系に対し、最も有効であると考えられる方法—EFD 法 (Exchange Factor Distribution Method)—を導入 (他の系に対し有効な方法は後述ないしは付録 3 に示す) し用いる。

3. 1. 1 ガスの吸収を考慮した形態係数 F の定義 数値解析上、式 (6) で示した F^{II} を図 2 に示す座標系に対し定義する。図 2 の座標系につきの条件を置く。

- 1) $\kappa_o = \kappa_a \equiv \kappa = \text{一定}$
- 2) $\Delta x_o = \Delta x_a = \Delta x_b \equiv \Delta x = \text{一定}$
 $\Delta y_o = \Delta y_a = \Delta y_b \equiv \Delta y = \text{一定}$
- 3) 微小要素中の流体ないしは壁面は一様温度である。

上記の条件から式 (6) はつぎと書かれる。

$$\begin{aligned}
 & F_{gg}^{\text{II}}(\kappa, |x_o - x_a|, |y_o - y_a|) \\
 &= \kappa \int_{x_o}^{x_o + \Delta x} \int_{y_o}^{y_o + \Delta y} \left\{ \int_{x_a}^{x_a + \Delta x_a} \int_{y_a}^{y_a + \Delta y_a} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} dz_a dy_a dz_a \right\} dy_o dx_o / \\
 & \int_{x_o}^{x_o + \Delta x_o} \int_{y_o}^{y_o + \Delta y_o} dy_o dx_o = \kappa \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} dz \right\} \Delta y \Delta x \\
 & F_{wg}^{\text{II}}(\kappa, |x_o - x_b|, |y_o - y_b|) = \kappa \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} \cos \phi dz \right\} \Delta y \Delta x \\
 & F_{gw}^{\text{II}}(\kappa, |x_o - x_a|, |y_o - y_a|) = \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} \cos \phi \right\} \Delta x \\
 & F_{ww}^{\text{II}}(\kappa, |x_o - x_b|, |y_o - y_a|) = \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} \cos^2 \phi \right\} \Delta x
 \end{aligned} \quad (13)$$

この F は図 2 に示す位置 o に対する a ないしは b からの放射熱伝達量の割合を示し、また、放射熱射出要素と受熱要素の相対的な光学位置関係のみにより決まる値なので、ガスの吸収を考慮した形態係数とみなすことができる。

一方、 F^{II} は加法的であることから、数値解析上、より小さな κ , Δx , Δy に対し F^{II} を求めて

おき、これらの値が大きな場合に適用することができるとともに、一次元の形態係数を次式により容易に求めることができる。(式(7)参照)

$$F^I(j) = F^{II}(1, j) + 2 \sum_{i=2}^{\infty} F^{II}(i, j) = F^{II}(1, j) + 2 \sum_{i=2}^m F^{II}(i, j) \tag{14}$$

ただし、図2において $(i, j) = (1, 1)$ を射出要素とし、要素 j の形態係数を $F^I(j)$ としている。

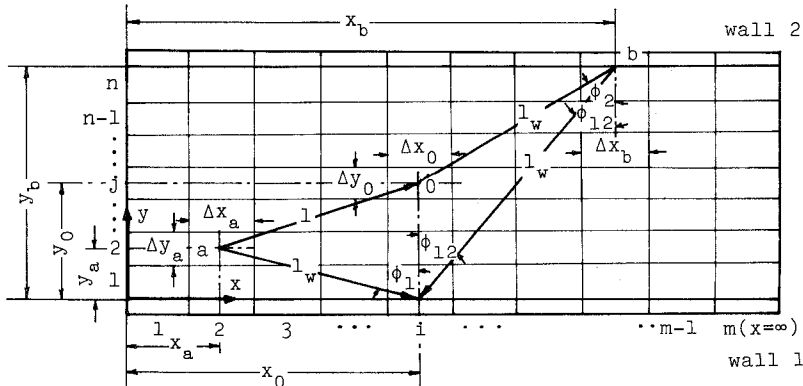


図2 数値解析における座標系

3. 1. 2 ガスの吸収を考慮した形態係数 F の計算

a) 放射束射出位置 図3に示す放射熱射出要素から放射束を一樣に射出する。要素内の放射束射出位置 $P_1(x_1, y_1)$ は次式により求められる。

$$\left. \begin{aligned} R_x &= (x_1 - x_i) / \Delta x \\ R_y &= (y_1 - y_j) / \Delta y \end{aligned} \right\} \tag{15}$$

ここで、 R_x, R_y は $0 \leq R < 1$ の一樣乱数である。

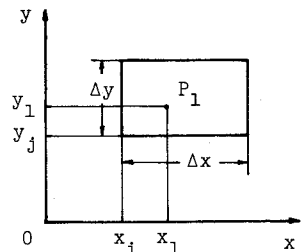


図3 放射束射出位置

b) 放射束の吸収距離および射出方向 放射束が吸収される距離 l (吸収距離とよび、概念的には射出された一本の放射束は途中で吸収されず距離 l において全量吸収されるとみなす)、天頂角方向 η 、方向角方向 ζ に射出されるおのおのの確率 R_l, R_η, R_ζ はつぎとなる。(すなわち、一本の放射束が吸収される位置は、 $R_x, R_y, R_l, R_\eta, R_\zeta$ の5つの一樣乱数により規定される。付録2参照)

$$\left. \begin{aligned} R_l &= 1 - e^{-\kappa l} \\ R_\eta &= (1 - \cos \eta) / 2 \\ R_\zeta &= \zeta / 2\pi \end{aligned} \right\} \text{流体} \\ \left. \begin{aligned} R_\eta &= 1 - \cos^2 \eta \\ R_\zeta &= \zeta / 2\pi \end{aligned} \right\} \text{壁面} \tag{16}$$

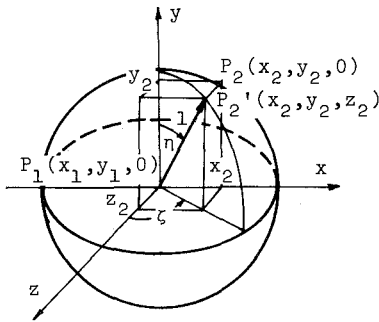


図4 放射束の座標系

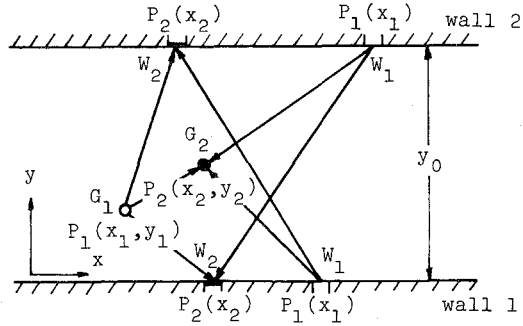


図5 放射束射出および吸収位置

表-1 放射束の吸収位置

$P_2(x_2, y_2) = P_2(l \sin \eta \sin \varphi + x_1, a_R l \cos \eta + b_R)$			
方	向	a_R	b_R
$G_1 \rightarrow G_2, G_2 \rightarrow G_1$		1	y_1
$W_1 \rightarrow G_2$		1	0
$W_2 \rightarrow G_2$		-1	y_0
$P_2(x_2) = C_R \tan \eta \sin \varphi + x_1$			
方	向	C_R	
$G_1 \rightarrow W_2$		$y_0 - y_1$	
$G_1 \rightarrow W_1$		$-y_1$	
$W_1 \rightarrow W_2, W_2 \rightarrow W_1$		y_0	

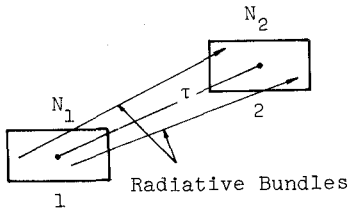


図6 放射束射出, 吸収要素

c) 放射束の吸収位置 空間の点を直交座標系 $P(x, y, z)$ をもって示すものとする。式 (16) は図4に示すような球面座標系 $P(l, \eta, \zeta)$ を用い与えられるので、これを P に変換すると放射束射出位置 $P_1(x_1, y_1, 0)$ に対応した $P'_2(x_2, y_2, z_2)$ が得られる。式 (6) に示される z 方向の積分を施すため、 z_2 を $x-y$ 平面に正投影した点 $P_2(x_2, y_2, 0)$ にこの放射束が吸収されるものとする。

放射束が射出される位置と吸収される位置を二次元 $x-y$ 平面上に示すと図5のような場合があり、図4に示す位置関係から、吸収位置 P_2 は表1のごとく求められる。

d) 二次元形態係数 図6に示す放射束数 N_1 をもつ射出要素1からみて、重心間光学距離 τ_{12} に位置する要素2(要素1から射出される放射束中、ここで N_2 受けるものとする)の二次元形態係数 $F_{1,2}^{\parallel}(\tau_1, z)$ は上記諸式の結果より次式により求められる。

$$F_{1,2}^{\parallel}(\tau_{1,2}) = N_2/N_1 \tag{17}$$

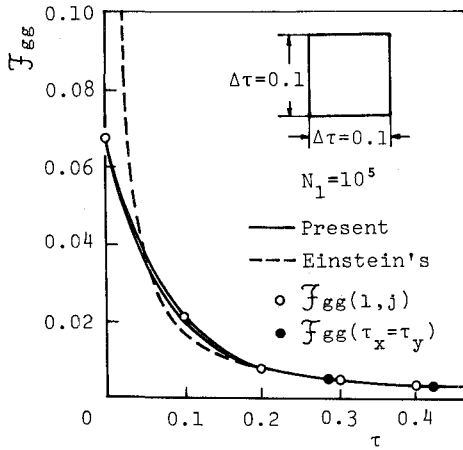


図7(a) 二次元形態係数(正方形要素)

結果の例を図7および図8に示す。同図には式(9)に示す、Einsteinによる F^u を併記してある。図7は $\Delta x = \Delta y$ の場合であり、同図(a)よりEinsteinによる F_{gg}^u は $\tau = 0$ において発散式(8)は $\tau = 0$ で特異点をもつし、実際の計算に用いることはできない。また、本報で取扱う伝熱系は流れ方向が、二平面間距離よりもはるかに長く、図8中に示す形状の微小要素の形状を採り数値解析を行なうのが普通であるが、Einsteinによる要素代表点間の熱伝達と考える方法では、微小要素の形状の変化を正しく表現できないことがわかる。

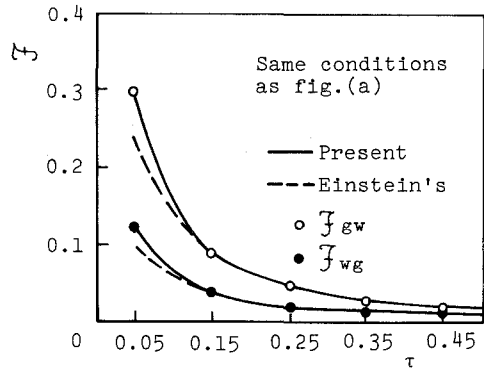


図7(b)

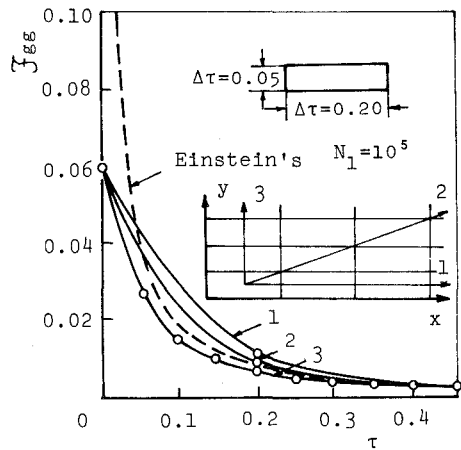


図8 二次元形態係数(長方形要素)

e) 一次元形態係数 上述の F^u を式(14)へ代入し求めた一次元形態係数を図9に示す。二平面間の光学距離 τ_0 が小さい場合および F^l の値が小さい領域においては確率計算個有のばらつきを有しているが、式(17)から明らかになようにつぎの関係が成立すること

$$(\sum F_{gg} + \sum F_{gw})_P = 1, (\sum F_{wg} + \sum F_{ww})_P = 1 \tag{18}$$

を考慮し、図9に併記した各値の修正値(曲線)を実際の演算に用いると現象の近似ないしは計算個有の誤差内に納まり、工学的に要求される精度の範囲で安定した放射熱伝達の数値解析を行なうことができる。

f) 形態係数の精度 確率による手法を用い数値解析を行なうと、その計算精度は中心極限定理により評価される。真値との誤差 δ は着目する要素が受ける放射束数を N_0 とするとき、同

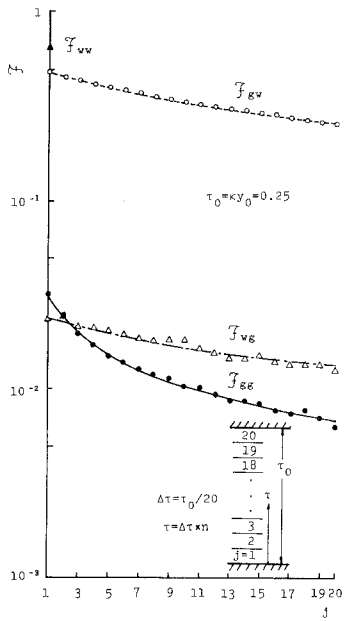


図 9(a) 一次元形態係数

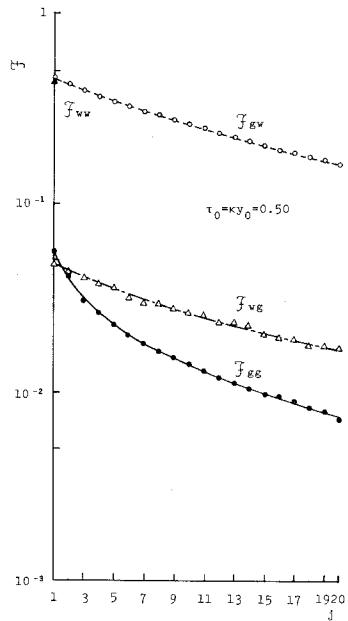


図 9(b)

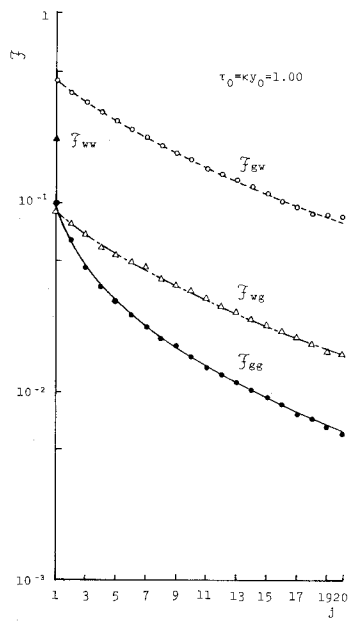


図 9(c)

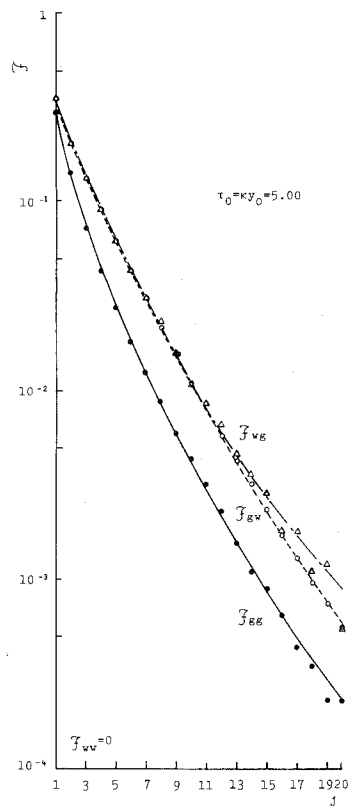


図 9(d)

定理より次式で表わされる。

$$\delta \propto 1/\sqrt{N_0} \quad (19)$$

一方、 N_0 は他の要素で射出される放射束数に比例する。ここで用いた EFD 法では、単一放射束射出要素から受ける放射束数として、式(17)を定義するため、全放射束数を N_t とすると、真値との誤差 δ_{EFD} は次式となる。

$$\delta_{EFD} \propto 1/\sqrt{N_t} \quad (20)$$

これに対し、一般的な Monte Carlo 法では、全要素を放射束射出要素とし、各要素に N_t を振り分けるため、要素の数が $(n \times m)$ であるとき、単一要素から射出される放射束数は平均 $N_t/(n \times m)$ となり、真値との誤差 δ_N はつぎとなる。

$$\delta_N \propto 1/\sqrt{\frac{N_t}{n \times m}} \quad (21)$$

また、 δ_N と δ_{EFD} の比をとると次式となり、EFD 法による F は一般的な Monte Carlo 法によるよりも、精度の高いことがわかる。

$$\delta_{EFD}/\delta_N = 1/\sqrt{n \times m} \quad (22)$$

g) 形態形数の利用 EFD 法は放射熱伝達量の計算に先立ち、ガスの吸収を考慮した形態係数を一度だけ計算しておき、その値を用い、各要素のもつ放射エネルギーを配分することにより放射熱伝達量が計算される。すなわち、式(6)ないしは式(7)に示す形態係数の定義より、図5の要素 P_1 (放射エネルギー $Q_{R1} = 4 \kappa EgdA$ ないしは $= Ewdx$) から要素 P_2 への放射熱伝達量 Q_{12} は次式により求められる。

$$Q_{12} = Q_{R1} \times F \quad (23)$$

この放射エネルギーの分配を全要素に対し行なうと、式(4)および式(5)の $-\text{div}q_R + 4\kappa E g$ および $-q_{Rw} + Ew$ が計算される。

これらの手順を踏むことにより、Monte Carlo 法個有の演算時間を長く必要とする欠点を克服し、また、演算上の手続きも簡略化される。

h) ある条件下における Monte Carlo 法の適用 伝熱系の形状、放射物性等の変化に柔軟性

表-2 Monte Carlo 法の適用範囲

名称	適用範囲		
	モデルの形状	放射吸収係数	温度に関する境界条件
N 法	制限なし	制限なし	制限なし
DPE 法	制限なし	位置の関数として与えられる場合	制限なし
EFD 法	同一の形状、大きさの微小要素に分割できる場合	一定の場合	制限なし
EBN 法	制限なし	制限なし	設定値の場合

のある適応が可能な Monte Carlo 法は、反面、確率計算個有の誤差を内在し、また、それに伴わない数値解析上の安定性も良好とはいえず、この欠点を克服するためには膨大な演算時間を必要とする。このため、適用範囲にある条件を置き、この短所を改善するいくつかの方法を導入した。これらの方法の適用範囲を表 2 に示し、付録 3 において詳述する。これらの方法その特徴を生かし用いることにより、Monte Carlo 法を効率良く利用でき、広い範囲の事象を説明することができる。

3. 2 放射・対流共存熱伝達の解析法

基礎方程式の対流熱伝達に関する微分項の数値解析には差分法を用いる。式 (2) の放射熱伝達に関する項をつぎのように書き換える。

$$Q_{R,g} = -\text{div} q_{R,g} + 4\kappa E_g \quad (24)$$

図 10 に示すように着目する微小要素の幾何学的重心を P とし、これに隣接する要素 (演算領域全域に渡り同一形状、寸法とする) に N, S, W と名付ける。式 (2) を差分近似すると次式を得る。

$$r_{ucp} \frac{T_P - T_W}{\Delta x} = \lambda \frac{T_N - 2T_P - T_S}{\Delta y^2} - 4\kappa \sigma T_P^4 + Q_{R,g,P} + q_{in} \quad (25)$$

放射熱伝達を二次元的に取扱うと、進行形の問題として数値解析を行なうことができず、反復計算法に依るものとし、式 (25) に陽的差分を取入れ、つぎの第 n 次近似式を求めることとする。(放射熱伝達を一次的に取扱うと、進行形の問題となるが、非線型要素の介在により反復計算法を必要とし、ここでのべる方法はそのまま適応される。)

$$r_{ucp} \frac{T_P^n - T_W^n}{\Delta y^2} = \lambda \frac{T_N^{n-1} - 2T_P^n + T_S^n}{\Delta y^2} - 4\kappa \sigma (T_P^n)^4 + Q_{R,g,P}^{n-1} + q_{in} \quad (26)$$

ただし、n は反復回数である。式 (26) を T_P^n についてまとめるとつぎの 4 次方程式を得、題意に適合する正の実根を P における温度 T_P^n とする。

$$4\kappa \sigma (T_P^n)^4 + \left(\frac{r_{ucp}}{\Delta x} + \frac{2\lambda}{\Delta y^2} \right) T_P^n - \left[\frac{r_{ucp}}{\Delta x} T_W^n + \frac{\lambda}{\Delta y^2} (T_S^n + T_N^{n-1}) + Q_{R,g,P}^{n-1} + q_{in} \right] = 0 \quad (27)$$

壁面に対しても流体におけると同様の差分近似を用いる。式 (3) の放射熱伝達に関する項を次式とおく。

$$Q_{Rw1} = -q_{Rw1} + E_{w1} \quad (28)$$

図 11 に示す壁面およびその近傍の微小要素を用い、差分近似を行なうと、式 (3) の差分式はつぎとなる。

$$q_{x1} = \lambda \frac{T_N - T_P}{(\Delta y/2)} - \sigma T_{w1,P}^4 + Q_{Rw1,P} \quad (29)$$

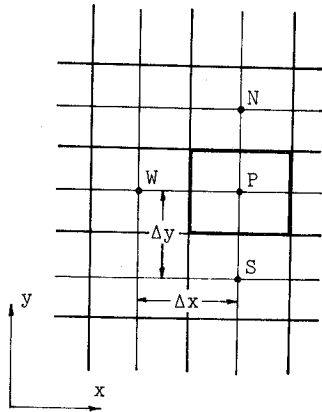


図10 要素の相対位置 (流体)

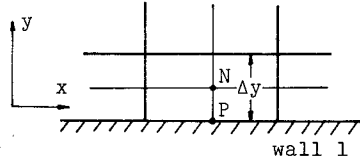


図11 要素の相対位置 (壁面一流体)

第 n 次近似式はつぎとなる。

$$q_{x1}^n = \lambda \frac{T_N^{n-1} - T_{w1,P}^n}{(\Delta y/2)} - \sigma (T_{w1,P}^n)^4 + Q_{Rw1,P}^{n-1} \tag{30}$$

壁が等温であれば式 (30) よりその熱負荷 q_{x1}^n が求められる。等熱流束壁の場合には、壁温 $T_{w1,P}^n$ はつぎの4次方程式の解として求められる。

$$\sigma (T_{w1,P}^n)^4 + \frac{\lambda}{(\Delta y/2)} T_{w1,P}^n - \left[\frac{\lambda}{(\Delta y/2)} T_N^{n-1} + Q_{Rw1,P}^{n-1} - q_{x1}^n \right] = 0 \tag{31}$$

4. 解析例とその検討

工業分野において内部発熱を伴う放射-対流共存熱伝達系は火炉に例をみられるように多くある。火炉の内部発熱量 q_{in} (熱発生率) は $10^4 \sim 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$ 程度であり、作動流体の放射吸収係数 κ は $0.25 \sim 1.0 \text{ 1/m}$ 程度である。しかし、一般に火炉のような伝熱系を考えると、系の最高、最低温度差は大きく、また、内部発熱は Arrhenius の反応速度則にみられるように温度および化学種の濃度分布により変化し、必ずしも発熱量が一定であるという条件は成立しない。したがって、本報の条件下での解析結果は系の定性的な傾向を示すにすぎない。この事実を踏まえ、放射熱伝達の取扱いも簡略化する。すなわち、放射熱流束 q_R がつぎの条件を満たすとし、前述の一次元形態係数 F^1 を用い数値解析を行なう。

$$\frac{\partial q_{R,y}}{\partial y} \gg \frac{\partial q_{R,x}}{\partial x} \tag{32}$$

4. 1 設定条件および境界条件

伝熱系の設定条件および境界条件を与えるため、つぎの無次元数を用い、式 (12) の条件下で式 (2) および式 (3) を整理すると式 (34)、(35) を得る。

$$\left. \begin{aligned} U &= u/u_m, Re = umy_o/\nu, Pr = \gamma C_p \nu / \lambda, \theta = T/T_w, \tau_y = \kappa y, \tau_o = \kappa y_o, \\ Y &= y/y_o, X = (x/y_o)/(Re Pr), Nr = \lambda \kappa / (4\sigma T_w^3), \\ Q_{in} &= q_{in} y_o^2 / (\lambda T_w), Nux = q_x y_o / \lambda (T_w - T_m) \end{aligned} \right\} \quad (33)$$

$$U \frac{\partial \theta}{\partial x} = \frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2} - \frac{\tau_o^2}{Nr} \left\{ \theta^4 - \int_0^{\tau_o} \theta^4 F_{gs}^1(\tau_y) d\tau_y - \frac{1}{4} [F_{wg}^1(\tau_y, w_1) + F_{wg}^1(\tau_y, w_2)] \right\} + Q_{in} \quad (34)$$

$$N_{ux1} = -\frac{1}{(1-\theta_m)} \left\{ \left[\left(\frac{\partial \theta}{\partial Y} \right)_{Y=0} - \frac{\tau_o}{Nr} \left\{ \int_0^{\tau_o} \theta^4 F_{gw}^1(\tau_y, w_1) d\tau_y - \frac{1}{4} [1 - F_{ww}^1(\tau_o)] \right\} \right] \right\} \quad (35)$$

ただし、壁は等温の受熱壁で $T_{w1} = T_{w2} \equiv T_w$ としている。

したがって、系の独立変数はグレイツ数 X および Y 方向の無次元距離 Y であり、設定条件は二平面間の光厚距離 τ_o 、伝導-放射パラメータ Nr 、無次元内部発熱量 Q_{in} をもって示されることがわかる。また、解析結果としては、無次元温度 θ および局所ヌッセルト数 Nux が得られる。しかし、温度分布に関しては、内部発熱を伴う本伝熱系ではつぎに示す T_{ad} (断熱火炎温度に類似する) を用い無次元表示 Θ を用いる方が結果の理解は容易となる。

$$\left. \begin{aligned} T_{ad} &= \frac{q_{in} X}{\gamma u_m C_p} + T_o \\ \Theta &= (T_g - T_o) / (T_{ad} - T_o) \end{aligned} \right\} \quad (36)$$

ただし、 T_o は $X \leq 0$ における流体および壁の温度である。

τ_o, Nr, q_{in} および Θ を表わすには、 $\lambda, \kappa, T_o, T_w, y_o, q_{in}$ の値が必要となる。前述の理由により、これらの値を無次元数としてではなく与える。各計算例に共通な値として、 τ_o, tw, y_o, λ を表3に示す値とする。また、 κ, q_{in} は変数として取扱う。なお、 X を表示するのに必要な $PeRr$ を表3に併記する。

表-3 設定値

境界条件を改めてまとめるとつぎの通りである。

$$\left. \begin{aligned} x=0 &: T_g = T_o \\ x < 0 &: q_{in} = 0 \\ y=0, y_o &: T_g = T_w \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

$t_o = 15^\circ\text{C}$	$\lambda = 0.05 \text{ kcal/mk}^\circ\text{k}$
$t_w = 100^\circ\text{C}$	$Re Pr = 2000$
$y_o = 1.0 \text{ m}$	

4.2 解析結果と検討

4.2.1 放射吸収係数を変化させた場合 内部発熱量 $q_{in} = 10^5 \text{ kcal/m}^3\text{h}$ とし、作動流体の放射吸収係数 κ を変化させた場合の Y 方向の温度分布 Θ を図12に、流路中央部 ($y = y_o/2$) の温度 $\Theta_{y_o/2}$ および Y 方向断面の混合平均温度 Θ_m を X 方向に対し図13に、局所ヌッセルト数 Nux を図14に示す。この条件では q_{in} を一定としているため、ある X において T_{ad} は κ に

よらず一定となる。

a) 温度分布 放射吸収係数 κ が大きくなると流体温度は全体的に低くなり、また、 Y 方向の温度分布は平坦化する。とくにその傾向は壁面（冷却面）に近い領域において顕著となっている。なお、放射熱伝達のない ($\tau_0=0$) 場合には、系は内部発熱と対流により支配され、エンタルピ輸送の大きな流路中央部で加熱開始前の影響を受け温度が低下している。

この結果からつぎの事が明らかとなる。すなわち、熱流体の保温、輸送面から考えると、壁面の放射物性にかかわらず流体を放射活性化しないことが必要であり、作動流体の温度の均一化には流体を放射活性化をすることが有効であると考えられる。さらに、作動流体の温度の均一化および保温（内燃機関ではこの条件が要求される）のためには、流体の放射活性化を施す（作動流体の放射吸収係数を大とするか、幾何学的寸法を大とする）とともに、壁面の反射率を上げる必要のあることがわかる。一方、作動流体から壁への熱伝達量を多くし、流体温度の均一化（外燃機関ではこの条件が要求される）を図るためには、壁面の放射率を高め、流体の放射活性化を推進すれば良いことがわかる。

b) 熱伝達 放射熱伝達の考慮の有無により、 Nux 分布は傾向を異にしている。また、 τ_0 が大きくなるにつれ、 Nux は本計算範囲内ではほぼ同一の値を示す。すなわち、内部発熱があり、

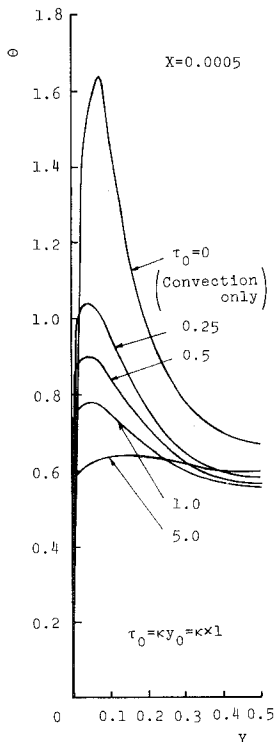


図 12(a) Y 方向温度分布 ($q_{in}=10^5 \text{kcal/m}^3\text{h}$)

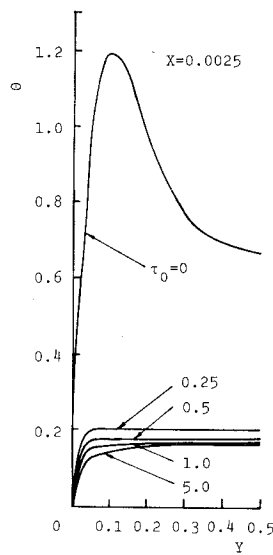


図 12(b)

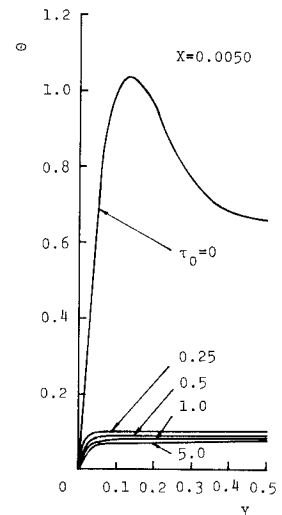


図 12(c)

光学距離が小さい領域、たとえば気体燃料の燃焼時や小型の内燃機関の稼動時には系の放射吸収係数を正確に把握して、熱計算を行なう必要のあることがわかる。

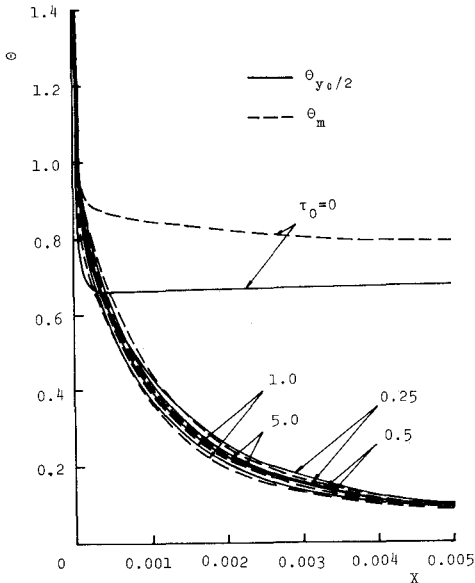


図13 流路中央部および混合平均温度
($q_{in}=10^5 \text{kcal/m}^3\text{h}$)

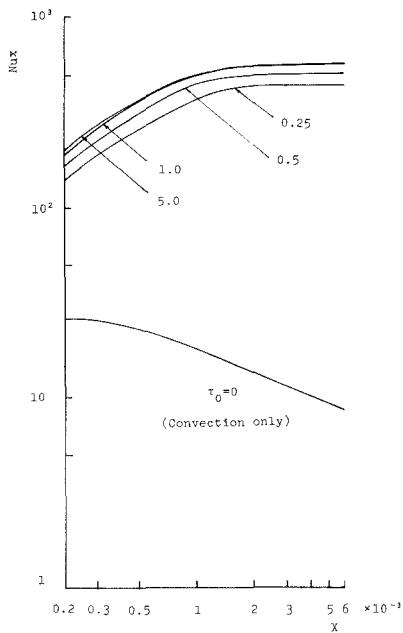


図14 局所ヌッセル数 ($q_{in}=10^5 \text{kcal/m}^3\text{h}$)

4.2.2 内部発熱量を変化させた場合 放射吸収係数 $\kappa=1.0 \text{ 1/m}$ ($\tau_0=1$) とし、内部発熱量を変化させた場合のY方向の温度分布を図15に、流路中央部 ($y=y_0/2$) の温度 $\Theta_{y_0/2}$ およびY方向断面の混合平均温度 Θ_m をX方向に対し図16に、局所ヌッセル数を図17に示す。この条件では q_{in} を変化させているため、あるXにおいて同一の Θ が同一の流体温度 T_g を示しているわけではない。

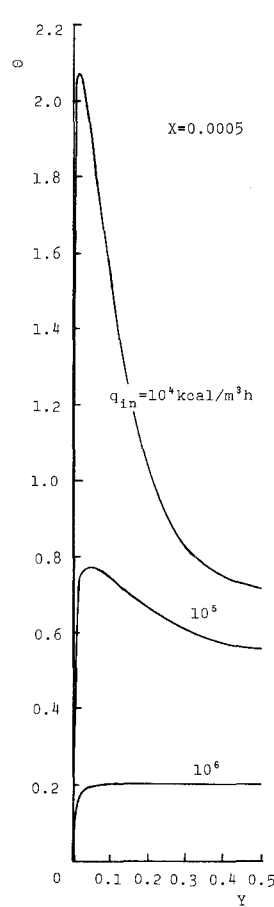


図15(a) Y方向温度分布
($\tau_0=1.0$)

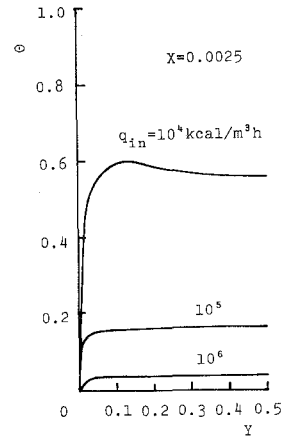


図15(b)

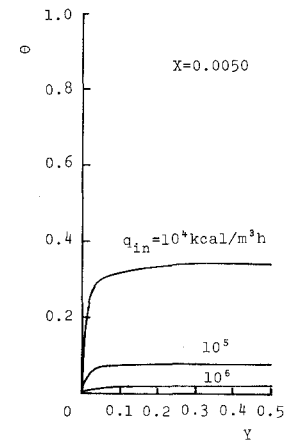


図15(c)

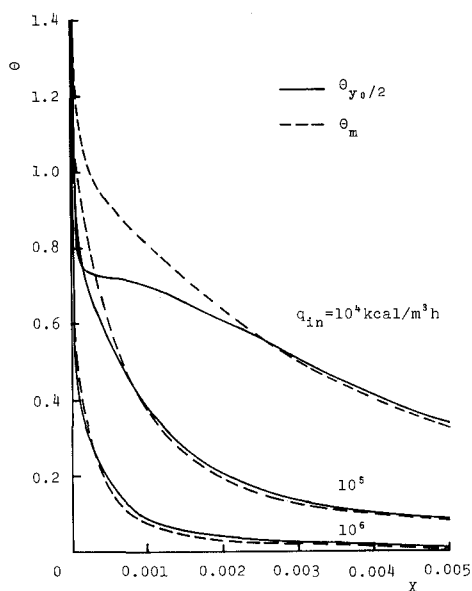


図16 流路中央部および混合平均温度 ($\tau_0=1.0$)

a) 温度分布 内部発熱量 q_{in} が増加するにつれ、相対的に対流熱伝達の寄与が少なくなり、温度分布は y 方向に平坦化の傾向を示し、また、流体温度が高くなるため、放射熱伝達量が多くなり、流体の無次元温度 θ は低くなる。内部発熱量が低いと加熱開始点以前の影響を対流熱伝達により強く受けることがわかる。この結果から、作動流体の温度の均一化には内部発熱量を増すことが有効な手段となる。

b) 熱伝達 内部発熱量が増加すると Nux 分布は平坦化し、逆に、少ないとその変化は急となる。この結果から、内部発熱量の少ない場合の解析では、とくに現象を正確に把握した共存熱伝達の解析が必要となるものと考えられる。

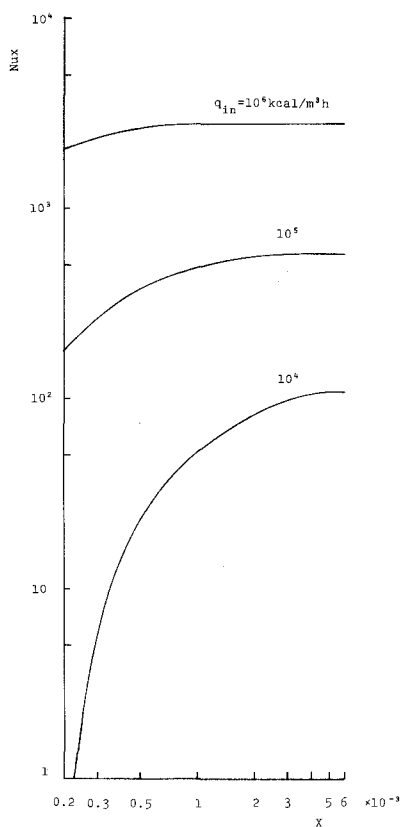


図17 局所ヌッセルト数 ($\tau_0=1.0$)

5. 結 言

本報では、放射熱伝達の数値解析に Monte Carlo 法を用い、同一の光学的寸法、形状をもって演算領域を分割しうる伝熱系に適用する場合、従来数値解析上の困難な問題とされた特異点の問題を解消し、確率計算個有の誤差を減じ得、また、その利用が容易である一つの方法を提示した。また、平行平板間流路を内部発熱を伴う放射性流体が流動する場合の熱伝達の解析を行ない、つぎの熱伝達特性を明らかとした。

1) 内部発熱量が一定の場合、放射吸収係数が大きくなるにつれ流体温度は全体的に低くな

り、流れに直角方向の温度分布は平坦化する。また、放射熱伝達の寄与が少ない場合（放射吸収係数が小さい場合）には、流路中央部で加熱開始前の影響を受け温度の低下がみられる。

- 2) 内部発熱量が一定の場合、放射熱伝達の考慮の有無により局所ヌッセルト数 Nux の分布は傾向を異にし、二平面の光学距離（放射吸収係数）が大きくなるにつれ、本計算範囲内では、ほぼ同一の Nux の値を示す。
- 3) 放射吸収係数が一定の場合、内部発熱量が増加するにつれ、対流熱伝達の寄与は少なくなり、 y 方向の温度分布は平坦化の傾向を示すとともに、流体は高温化し放射熱伝達量が増加する。
- 4) 放射吸収係数が一定の場合、内部発熱量が増加すると Nux の分布は平坦化する。

以上、放射熱伝達の計算における Monte Carlo 法の有効な利用方法と解析例を示し、放射熱伝達の考慮を払い、熱伝達系を解析することにより、現象の理解が容易となり、得ることのできる情報の多いことを示した。

終わりに、本研究報告のご指導をいただいた豊橋科学技術大学 斉藤武教授、北海道大学 谷口博助教授および数値解析の労を借しきれなかった本学卒業生 山崎裕啓氏に深く謝意を表す次第である。

(昭和53年 5月20日受理)

文 献

- 1) たとえば、黒崎晏夫：日本機械学会論文集，**36**-290（昭45-10），1719.
- 2) Howell, J. R. and Strle, M. K. : NASA TR R-220, (1965).
- 3) 谷口博，媚山政良：機械の研究，**25**-5（昭48-5），17.
- 4) 媚山政良，谷口博，斉藤武：第12回日本伝熱シンポジウム講演論文集，（昭50-5），489.
- 5) Einstein, T. H. : NASA TR R-154, (1965).

付録1 放射を考慮したときの基礎方程式

1.1 連続の方程式、質量の保存式は次式により与えられる。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{q}) = \beta \quad (1.1)$$

ここで、 \mathbf{q} は流体の速度ベクトル、 ρ は密度、 t は時間である。 β は放射による原子核の質量変化を示し、一般に小さな値であり省略される。したがって、連続の方程式は放射の有無にかかわらず同一の式となる。

1.2 運動の方程式 運動量の保存式は次式により与えられる。

$$\rho \frac{D\mathbf{q}}{Dt} = \mathbf{F} - \nabla(P + P_R) + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}_s + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}_R \quad (1.2)$$

ここで、 $D/Dt = (\partial/\partial t) + \mathbf{q} \cdot \nabla$ である。 \mathbf{F} は体積力、 P は流体力学的圧力、 $\boldsymbol{\tau}_s$ は粘性力によって生ずる応力テンソルである。また、 P_R は放射による圧力、 $\boldsymbol{\tau}_R$ は放射によって生ずる応力テンソルであり、おのおの次式により示され、 P 、 $\boldsymbol{\tau}_s$ に比較し、一般に小さな値であり、省略が可能である。

$$P_R = \frac{1}{3c} \int I d\omega \quad (1.3)$$

$$\boldsymbol{\tau}_{Rij} = -\frac{1}{c} \int I \mu_i \mu_j d\omega \quad (\text{ただし, } i \neq j \text{ のとき } \boldsymbol{\tau}_{Rij} = 0) \quad (1.4)$$

ここで、 c は真空中の光速、 I は放射強さ、 $d\omega$ は立体角、 μ_i は i 軸に対する方向余弦である。なお、体積力 \mathbf{F} のうち

放射が電磁波であるため電磁力による体積力が生ずるが、これは流体が電離気体などでない場合にはほとんど考慮を要しない程小さな値である。したがって、運動方程式には放射による項が表われてこない。

1.3 エネルギー方程式 エネルギーの保存式は次式により与えられる。

$$\rho \frac{De_m}{Dt} = \nabla \cdot [(P + P_R)\mathbf{q}] + \nabla \cdot (\mathbf{q} \cdot \boldsymbol{\tau}_s) + \nabla \cdot (\mathbf{q} \cdot \boldsymbol{\tau}_R) + \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \nabla \cdot \mathbf{q}_R + Q \quad (1.5)$$

ここで、 e_m は単位体積当りの全エネルギーで次式により示される。また、 λ は熱伝導率、 \mathbf{q}_R は放射の熱流束、 T は温度、 Q は内部発熱量である。

$$e_m = U_m + \frac{1}{2} q^2 + \phi + U_R \quad (1.6)$$

ここで、 U_m は内部エネルギー、 $\frac{1}{2} q^2$ は運動エネルギー、 ϕ はポテンシャルエネルギーである。また、 U_R は放射エネルギー密度であり、次式により示され、内部エネルギーに比較し小さな値である。

$$U_R = \frac{4}{c} \sigma T^4 / \rho \quad (1.7)$$

したがって、1.2におけると同様に各項の大きさを比較すると、放射を考慮しない場合に対し、右辺第5項、すなわち放射熱流束の発散を追加することにより放射を考慮した場合のエネルギー方程式が得られる。

付録2 放射熱伝達の数値解析に対する確率計算法の適用

放射熱伝達現象の諸頻度分布 (frequency distribution) を確率密度数 (probability density function) へ正規化 (normalize) し、確率計算に用いる累積分布関数 (cumulative distribution function) を得る。

2.1 放射束吸収距離 放射線の減衰を考える。

i) 頻度分布 $f(\tau)$ $\tau = \int_0' \kappa dl$ とし、 $\tau=0$ より射出された放射線が $\tau=\tau_0$ に到達するときの強さはビアの定理から $e^{-\tau_0}$ となり、 $\Delta\tau_0$ の領域で吸収されるエネルギー量は $e^{-\tau_0} \Delta\tau_0$ となる。したがって、放射線(束)が光学距離 τ において吸収される頻度分布 $f(\tau)$ はつぎとなる。

$$f(\tau_0) \Delta\tau_0 = e^{-\tau_0} \Delta\tau_0 \quad \text{i.e.,} \quad f(\tau) = e^{-\tau} \quad (2.1)$$

ii) 確率密度関数 $P(\tau)$ $f(\tau)$ に正規化を施し、 $P(\tau)$ を得る。

$$P(\tau) = f(\tau) / \int_0^\infty f(\tau) d\tau = e^{-\tau} \quad (2.2)$$

iii) 累積分布関数 $R(\tau)$ 次式により求める $R(\tau)$ が $0 \leq R < 1$ の一樣乱数に対応する。

$$R(\tau_0) = \int_0^{\tau_0} P(\tau) d\tau = 1 - e^{-\tau_0} \quad \text{i.e.,} \quad R(\tau) = 1 - e^{-\tau} \quad (2.3)$$

2.2 放射束射出方向(ガス) 射出方向の等方性を仮定する。

(A) 天頂角(η)方向 天頂角 η_0 方向にある面積(立体角) $2\pi \sin \eta_0 d\eta_0$ について考える。

i) 頻度分布 $f(\eta)$

$$f(\eta_0) d\eta_0 = 2\pi \sin \eta_0 d\eta_0 \quad \text{i.e.,} \quad f(\eta) = 2\pi \sin \eta \quad (2.4)$$

ii) 確率密度関数 $P(\eta)$

$$P(\eta) = f(\eta) / \int_0^\pi f(\eta) d\eta = \sin \eta / 2 \quad (2.5)$$

iii) 累積分布関数 $R(\eta)$

$$R(\eta_0) = \int_0^{\eta_0} P(\eta) d\eta = (1 - \cos \eta_0) / 2 \quad \text{i.e.,} \quad R(\eta) = (1 - \cos \eta) / 2 \quad (2.6)$$

(B) 方位角(ζ)方向

i) 頻度分布 $f(\zeta)$

$$f(\zeta_0) d\zeta_0 = d\zeta_0 \quad \text{i.e.,} \quad f(\zeta) = 1 \quad (2.7)$$

ii) 確率密度関数 $P(\zeta)$

$$P(\zeta) = f(\zeta) / \int_0^{2\pi} f(\zeta) d\zeta = 1 / 2\pi \quad (2.8)$$

iii) 累積分布関数 $R(\zeta)$

$$R(\zeta_0) = \int_0^{\zeta_0} P(\zeta) d\zeta = \zeta_0 / 2\pi \quad \text{i.e.,} \quad R(\zeta) = \zeta / 2\pi \quad (2.9)$$

2.3 放射束射出方向(壁面) 乱射出面を仮定する。

(A) 天頂角(η)方向 立体角に対しランベルトの余弦法則を適用する。

i) 頻度分布 $f(\eta)$

$$f(\eta_0) d\eta = 2\pi \sin \eta_0 \cos \eta_0 d\eta_0 \quad \text{i.e.,} \quad f(\eta) = 2\pi \sin \eta \cos \eta \quad (2.10)$$

ii) 確率密度関数 $P(\eta)$

$$P(\eta) = f(\eta) / \int_0^{\frac{\pi}{2}} f(\eta) d\eta = 2 \sin \eta \cos \eta \quad (2.11)$$

iii) 累積分布関数 $R(\eta)$

$$R(\eta_0) = \int_0^{\eta_0} P(\eta) d\eta = \sin^2 \eta_0 \quad \text{i.e.,} \quad R(\eta) = \sin^2 \eta \quad (2.12)$$

(B) 方位角(ζ)方向

ガスの方角方向と同一。

付録3 Monte Carlo 法の放射熱伝達への適用方法

N法, DPE法を導入するにあたり, 数式の取扱いを容易にするため, 次式以降に示す置換えを行なう。

$$\left. \begin{aligned} B_{g0} &= \lambda \left(\frac{\partial^2 T_g}{\partial y^2} \right) - \gamma u c_p \frac{\partial T_g}{\partial x} + q_{in} \\ B_{w0} &= -\lambda \left(\frac{\partial T_g}{\partial x} \right)_{y=0} - q_{x1} \end{aligned} \right\} (3.1)$$

$$\left. \begin{aligned} P_{gg} &= \kappa \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} dz \right\} & P_{wg} &= \kappa \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{\pi l} \cos \phi dz \right\} \\ P_{gw} &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{4\pi l^2} \cos \phi dz \right\} & P_{ww} &= \left\{ \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{-\kappa l}}{\pi l^2} \cos^2 \phi dz \right\} \end{aligned} \right\} (3.2)$$

式(3.1), (3.2)を用いると本文式(2)および式(3)はつぎのように書くことができる。

$$4\kappa E_{g0} = \int_A 4\kappa E_g P_{gg} dA + \int_L E_w P_{wg} dx + B_{g0} \quad (3.3)$$

$$E_{w0} = \int_A 4\kappa E_g P_{gw} dA + \int_L E_w P_{ww} dx + B_{w0} \quad (3.4)$$

ただし, Aは流体に対する積分領域, Lは壁面1および2を含めた壁面に対する積分領域を示す。

3.1 N法(放射エネルギー比例した放射束数を用いる方法)

放射熱伝達に対する熱平衡が成立し, 系が放射能E(=σT⁴)に関し線型であるときには, 数値解析上再放射の手続きを用いたMonte Carlo法(従前広く用いられた方法)を用いることができ, この方法は反復計算を必要としない。しかし, 対流との共存熱伝達では放射熱伝達に対する上述の条件が成立しない。したがって, 式(3.3), (3.4)の解を反復計算により得ることとする。この場合, 放射熱伝達の計算に用いるMonte Carlo法では要素の放射エネルギーに比例した放射束数を確率的に追跡するが, 再放射の手続きをとらないこととする。この考えとも導入したのがN法(Normal method)である。

第0近似としてT_g⁰, T_w⁰を与えると4κE_g⁰, E_w⁰および式(3.1)からB_{g0}⁰, B_{w0}⁰が求められる。また, 式(3.2)からP¹を求め, 順次反復計算を行ない, 第n近似解を次式から求める。

$$4\kappa E_{g0}^n = \int_A 4\kappa E_g^{n-1} P_{gg}^n dA + \int_L E_w^{n-1} P_{wg}^n dx + B_{g0}^{n-1} \quad (3.5)$$

$$E_{w0}^n = \int_A 4\kappa E_g^{n-1} P_{gw}^n dA + \int_L E_w^{n-1} P_{ww}^n dx + B_{w0}^{n-1} \quad (\text{ただし } n \geq 1) \quad (3.6)$$

放射束の強さSは各反復ごと一定とし, 次式で与える。ただし, N_iは全放射束数である。

$$S^n = \{ \int_L E_w dx + \int_A 4\kappa E_g dA \} / N_i \quad (3.7)$$

このとき, 着目する要素から射出される放射束数N_{g0}ⁿ, N_{w0}ⁿは次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} N_{g0}^n &= 4\kappa E_{g0}^{n-1} dA / S^n \\ N_{w0}^n &= E_{w0}^{n-1} dx / S^n \end{aligned} \right\} (3.8)$$

3.2 DPE法(反復計算途中の放射エネルギー差に比例した放射束数を用いる方法)

流体および壁面の放射受熱量を次式のようにCとおく。

$$\left. \begin{aligned} C_{g0} &= \int_A 4\kappa E_g P_{gg} dA + \int_L E_w P_{wg} dx \\ C_{w0} &= \int_A 4\kappa E_g P_{gw} dA + \int_L E_w P_{ww} dx \end{aligned} \right\} (3.9)$$

また, 放射エネルギー差ΔE_gⁿ⁻¹, ΔE_wⁿ⁻¹を次式で定義する。

$$\left. \begin{aligned} \Delta E_g^{n-1} &= 4\kappa E_g^{n-1} - 4\kappa E_g^{n-2} \\ \Delta E_w^{n-1} &= E_w^{n-1} - E_w^{n-2} \end{aligned} \right\} (3.10)$$

N法におけるE_gⁿ⁻¹, E_wⁿ⁻¹の代りにΔE_gⁿ⁻¹, ΔE_wⁿ⁻¹を用いるのがDPE法(Differential Emissive Power Emission method)である。n=1では, 式(3.10)のΔEⁿ⁻¹を与えることができないので, 任意に与えた第0近似からN法によりつぎのC_{g0}¹を得る。

$$\left. \begin{aligned} C_{g0}^1 &= \int_A 4\kappa E_g^0 P_{gg}^1 dA + \int_L E_w^0 P_{wg}^1 dx \\ C_{w0}^1 &= \int_A 4\kappa E_g^0 P_{gw}^1 dA + \int_L E_w^0 P_{ww}^1 dx \end{aligned} \right\}$$

n=2以降ではΔEを用い演算を行ないC₀ⁿをつぎのように求め, 第n近似解を式(3.12), (3.13)より得る。

$$C_{go}^n = C_{go}^{n-1} + \int_A \Delta E_g^{n-1} P_{gg}^n dA + \int_L \Delta E_w^{n-1} P_{wg}^n dx \quad (3.11a)$$

$$C_{wo}^n = C_{wo}^{n-1} + \int_A \Delta E_g^{n-1} P_{gw}^n dA + \int_L \Delta E_w^{n-1} P_{ww}^n dx \quad (3.11b)$$

$$4\kappa E_{go}^n = C_{go}^n + B_{go}^{n-1} \quad (3.12)$$

$$E_{wo}^n = C_{wo}^n + B_{wo}^{n-1} \quad (3.13)$$

ここで、DPE法とN法の等価性を検討する。式(3.11a)の C_{go}^n に着目すると、 C_{go}^n はつぎのように書き直すことができる。

$$\begin{aligned} C_{go}^n &= \int_A \Delta E_g^{n-1} P_{gg}^n dA + \int_L \Delta E_w^{n-1} P_{wg}^n dx + \int_A \Delta E_g^{n-2} P_{gg}^{n-1} dA + \int_L \Delta E_w^{n-2} P_{wg}^{n-1} dx + \dots \\ &+ \int_A \Delta E_g^1 P_{gg}^2 dA + \int_L \Delta E_w^1 P_{wg}^2 dx + \int_A 4\kappa E_g^0 P_{gg}^1 dA + \int_L E_w^0 P_{wg}^1 dx \\ &= \int_A 4\kappa [E_g^{n-1} P_{gg}^n - E_g^{n-2} P_{gg}^{n-1} + E_g^{n-2} P_{gg}^{n-1} - E_g^{n-3} P_{gg}^{n-1} + \dots + E_g^1 P_{gg}^2 - E_g^0 P_{gg}^2 + E_g^0 P_{gg}^1] dA \\ &+ \int_L [E_w^{n-1} P_{wg}^n - E_w^{n-2} P_{wg}^{n-1} + E_w^{n-2} P_{wg}^{n-1} - E_w^{n-3} P_{wg}^{n-1} + \dots + E_w^1 P_{wg}^2 - E_w^0 P_{wg}^2 + E_w^0 P_{wg}^1] dx \end{aligned} \quad (3.14)$$

ここで、放射束数が確率として信頼しうる程多く、また、つぎの関係が成立するとき、式(3.14)は式

$$P^n = P^{n-1} = \dots = P^2 = P^1 \quad (3.15)$$

(3.16)となる。

$$C_{go}^n = \int_A 4\kappa E_g^{n-1} P_{gg}^n dA + \int_L E_w^{n-1} P_{wg}^n dx \quad (3.16)$$

これを式(3.12)に代入すると次式を得、N法で用いる式(3.5)と同一となる。

$$4\kappa E_{go}^n = C_{go}^n + B_{go}^{n-1} = \int_A 4\kappa E_g^{n-1} P_{gg}^n dA + \int_L E_w^{n-1} P_{wg}^n dx + B_{go}^{n-1} \quad (3.17)$$

また、同様にして、式(3.13)は式(3.15)の条件下で式(3.6)と同一となることが証明される。なお、DPE法はN法が放射エネルギーの絶対値に比例した放射束数を確率的に追跡するのに対し、相続く反復回の放射エネルギーの差に比例した放射束数を追跡するに過ぎず、解が収束するにつれ放射エネルギーの差は僅少となるため演算時間の短縮は顕著であり、それに伴い計算精度は改善される。

DPE法では、放射束の強さ S を次式により与える。

$$\left. \begin{aligned} S^1 &= \{ \int_L E_w dx + \int_A 4\kappa E_g dA \} / N_t \quad (\text{ただし, } n=1) \\ S^n &= S^{n-1} / Cfs \quad (\text{ただし, } n \geq 2, Cfs \geq 1) \end{aligned} \right\} \quad (3.18)$$

すなわち、反復計算が進むにつれて、係数 Cfs により S^n を小さくし、精度を高めることができる。このとき、要素から射出される放射束数 N_g^n は次式により与えられる。

$$\left. \begin{aligned} N_{go}^n &= | \Delta E_{go}^{n-1} | dA / S^n = 4\kappa | E_g^{n-1} - E_g^{n-2} | dA / S^n \\ N_{wo}^n &= | \Delta E_{wo}^{n-1} | dx / S^n = | E_w^{n-1} - E_w^{n-2} | dx / S^n \end{aligned} \right\} \quad (\text{ただし, } n \geq 2) \quad (3.19)$$

なお、 $n=1$ における N_g^n は式(3.8)によるものとする。

3.3 EBN法(流体の温度場の計算の後、壁面の熱負荷を求める方法)

流体を取囲む温度に関する境界条件が設定値の場合、壁面の熱負荷の計算は、流体の温度分布を決定した後に行なうことができる。

着目する微小要素 $P(x, y)$ に与えられる放射束数を式(3.8)ないしは式(3.19)より算出し $N(x, y)$ とする。 $0 \leq \tau \leq \tau_{max}$ の範囲で吸収される放射束の数を $N_{eff}(x, y)$ とすると、 $N_{eff}(x, y)$ は次式により求められる。

$$N_{eff}(x, y) = \frac{\int_0^{\tau_{max}} e^{-\tau} d\tau}{\int_0^{\infty} e^{-\tau} d\tau} \times N(x, y) = (1 - e^{-\tau_{max}}) \times N(x, y) \quad (3.20)$$

τ_{max} は放射束の指向性を考慮して、着目する点 $P(x, y)$ から温度に対する境界条件が位置する場所までの光学距離の最大値を与えれば良い。ここで、 N_{eff} を実効放射束数とよび、本法をEBN法(Effective Bundle Number method)とよぶ。

このとき、放射束の射出方向および放射束の追跡方法はN法、DPE法と同じであるが、放射束の吸収光学距離 τ はつぎのように求める。すなわち、累積分布関数 R_t は次式となり、この式より τ を求めると式(3.22)を得る。

$$R_t = \int_0^{\tau} e^{-\tau'} d\tau' / \int_0^{\tau_{max}} e^{-\tau'} d\tau' = (1 - e^{-\tau}) / (1 - e^{-\tau_{max}}) \quad (3.21)$$

$$\tau = -\log e \{ 1 - (1 - e^{-\tau_{max}}) \times R_t \} \quad (3.22)$$

本法はN法およびDPE法などと併用することができ、DPE法を適用できる伝熱系の解析にEBN法を併用すると、たとえば小型の火炉の熱伝達の数値解析においては放射熱伝達に要する演算時間をN法に比較し1/200程度以上にまで減少することが可能であり、DPE法による1/50程度をさらに改善できる。すなわち、放射熱伝達の考慮を必要とする伝熱系の解析では、DPE法およびEBN法が適応できる系に近似を行なうと、もはや従前の

Monte Carlo法は長い演算時間を必要するといった危惧は無くなったものと考えられる。さらに、従来光学距離の短い伝熱系の解析に対するMonte Carlo法の適応は困難であったが、EBN法により、その一部は解決され、Monte Carloの適応範囲が広まったものと考えられる。



ねじ結合のゆるみに関する研究

齊 当 建 一

On the Loosening of Threaded Fastenings

Ken-ichi Saito

Abstract

The purpose of this paper is to explain the mechanisms of the loosening due to the rotation between bolt and nut which fasten two plates.

The conditions of the loosening depend on the ratio of the frictional torque on the threaded portion to that between nut and plate.

The frictional torque depends on the coefficient of friction on the contacting surface and the diameter of equivalent frictional circles.

To confirm experimentally the effect of these two factors, the loosening tests were carried out. These experimental results agreed qualitatively to the theory.

Further, the experiments on the stability of frictional torque were carried out.

Based on these experimental results, the prediction method of the loosening occurrence was examined.

As a result, it seems that the method can predict fairly well the loosening occurrence compared with the results of the loosening tests.

I. 緒 言

ねじ結合部が、ボルト・ナットの相対回転によってゆるむことは日常しばしば経験することである。本研究は、ゆるみが生ずる条件を検討することを目的としており、ゆるみ試験機を試作し、ゆるみ挙動を観察した。またゆるみにとって重要な要因となる摩擦トルクの安定性についても実験的に検討を行ない、ゆるみを予測することを試みた。

I-1 “ゆるみ”の定義

ここでいう“ねじ結合”とは、二つあるいはそれ以上の部材を結合、固定する目的でボルト軸力を作用させ、部材間の摩擦力によって固定するものをいう。また“ゆるみ”とはねじ結合が保持しているボルト軸力が何らかの原因によって減少あるいは消滅することである。

I-2 ねじ結合に作用する外力

実際に用いられているねじ結合について考えると、

- (A) ねじ結合に作用する外力としては、ボルトやナットに直接作用する例はまれでありほとんどの場合、締付けられている部材に外力が作用し、これがねじ結合の各摩擦面を介してボルト・ナットの相対回転をひき起す。
- (B) 部材に作用する外力の方向、大きさは多様であるが、どのような外力が作用する場合でも、ゆるみを生ずるためにはボルトとナットの相対回転をひき起すトルク成分が必要条件となる。
- (C) たとえ部材に外力が作用したとしても、ねじ結合部分や部材間に相対変位が生じなければ、ゆるみは生じない。
- (D) ねじ結合を構成するボルト・ナット、及び部材は剛体と考える。

以上のことを考慮して、ゆるみに関する基礎的な知見を得る目的から、結合部分は単一ボルト結合とし、外力として部材がボルト軸まわりに振動的な変位を行なう条件を設定し以下の検討をすすめる。

II. ゆるみを生じる条件

II-1 モデルによる検討

図一に検討の対象としたねじ結合モデルを示す。部材M₂及びボルト頭部を固定とし、部材M₁がボルト軸まわりに回転変位するものとする。M₁がボルト軸まわりに変位するためには少なくとも二つの面ですべりを生じなければならない。そのうちの一面は仮定によってM₁とM₂の間であり、他の一面は、ねじ面とナット座面のうち摩擦トルクの小さい面ですべる。これを摩擦トルクの比較で表わすと表一のようになる。ここでゆるむということとは、M₁がねじのしまり側に回転したときはナット座ですべり、ゆるみ側に回転したときはねじ面ですべることであるから表一の条件式(2)と(3)を合わせて、ゆるみを生じる条件は次の不等式(5)で与えられる。

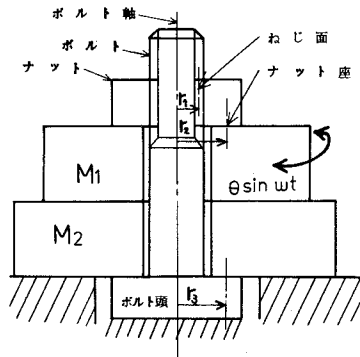
$$T_{sl} < T_n < T_{sf} \quad (5)$$

ねじにおける力のつりあいを考慮すれば(5)式から(6)式が導かれる。

$$\left(\frac{d_p}{d_n}\right) \frac{(\mu_s/\cos\alpha) - \tan\beta}{1 + (\mu_s/\cos\alpha) \cdot \tan\beta} < \mu_n < \left(\frac{d_p}{d_n}\right) \frac{(\mu_s/\cos\alpha) + \tan\beta}{1 - (\mu_s/\cos\alpha) \cdot \tan\beta} \quad (6)$$

ここで μ_s , μ_n はそれぞれねじ面とナット座面の摩擦係数であり、 d_p , d_n はねじ面, ナット座面の等価摩擦円直径, α はねじ山半角, β はねじのリード角を表わす。

いま(6)式を用いてゆるみの生じる領域を求めると図二のようになる。この図で斜線で示さ



図一 ねじ結合モデル

表-1 摩擦トルクの大きさ

すべり面	M_t の回転方向	
	しまり側	ゆるみ側
ねじ面ですべる条件	$T_{sf} < T_n^{(1)}$	$T_{st} < T_n^{(2)}$
ナット座面ですべる条件	$T_n < T_{sf}^{(3)}$	$T_n < T_{st}^{(4)}$

ここで

T_{sf} ; ねじ面のしまり側の摩擦トルク
 T_{st} ; ねじ面のゆるみ側の摩擦トルク
 T_n ; ナット座面の摩擦トルク

れる部分が不可逆的にゆるみが進行する領域であり、これより上方がねじ面ですべるためゆるまず、下方においてもナット座面がすべるためゆるみは生じない。

また、ゆるみ領域は摩擦円径の比 d_p/d_n によって変化することがわかる。

II-2 ゆるみ試験とその結果

図-3、図-4 にゆるみ試験機を示す。部材MとロードセルLがボルト・ナットによって締付けられており、部材Mには平座金が固定されるようにしてある。ボルト頭部は回転変位しないように固定用ねじFによって固定される。部材Mには振動数 3.3 Hz、角振幅 3.8° の振動的な角変位が与えられる。振動は 300 サイクル経過するまで続けられ、その間のボルト軸力の変化はロードセルLによって検出し記録する。ボルト・ナット、平座金は各実験毎に新しいものを用いる。

摩擦円径の比 $R (=d_p/d_n)$ の効果を比較するためナットは並

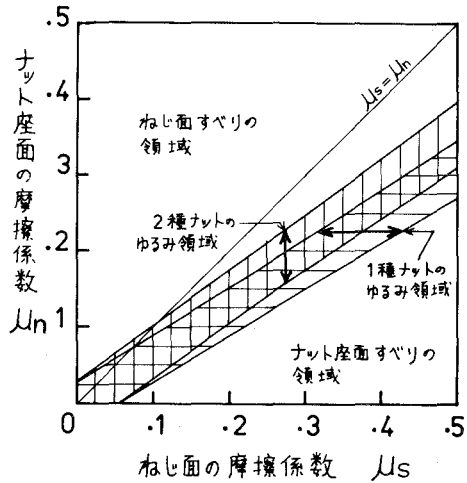


図-2 すべり形式の分類

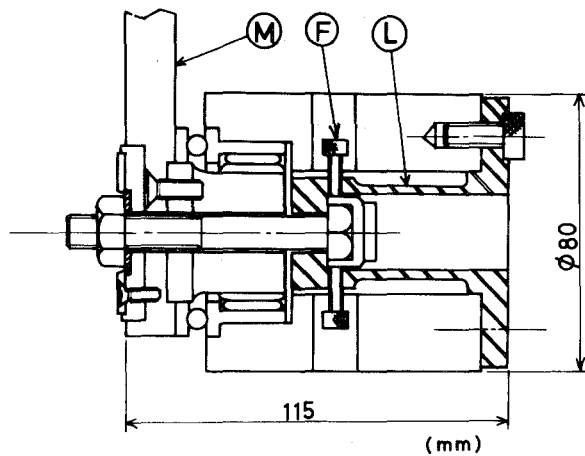


図-3 ゆるみ試験機主要部

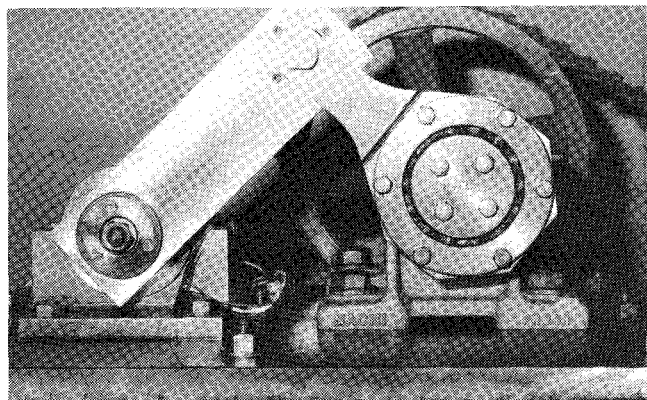


図-4 ゆるみ試験機

表-2 ボルト・ナットの規格(単位mm)

M 10並目(ピッチ15)JIS2級相当	
ボルト	首下75 ねじ部長さ25
ナット	1種ナット及び2種ナット
座金	平座金

表-3 潤滑剤及び処理方法

潤滑剤	マシン油 二硫化モリブデン(MoS_2)
処方 理法	試料をトリクロルエタンにて洗浄, 乾燥し た後, 実験直前に塗布する。

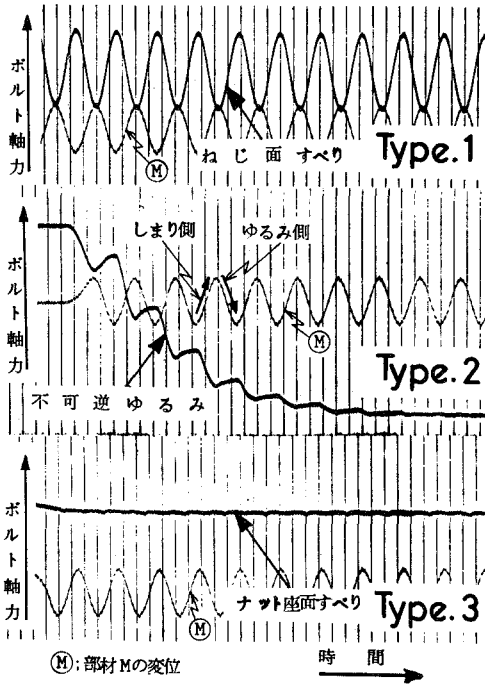


図-5 三つのすべり形式

表-4 各すべり形式の発現数

1種ナット	えり面	2種ナット
○○○○○○○○ ○○○○○○ ●●●●●●●● ●●●●	ねじ面	○○○ ●●●
○○ ●●●●	不可逆	○○○ ●●●●●●●●
なし なし	ナット座	○○○○○○○○○ ○ ●●●●

○ マシン油
● MoS_2

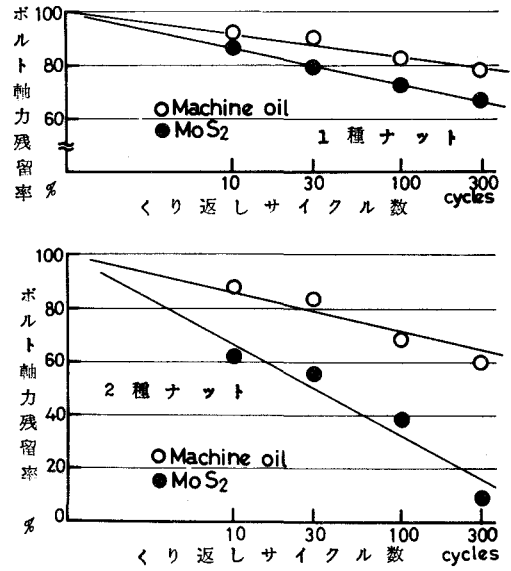


図-6 ボルト軸力の変化

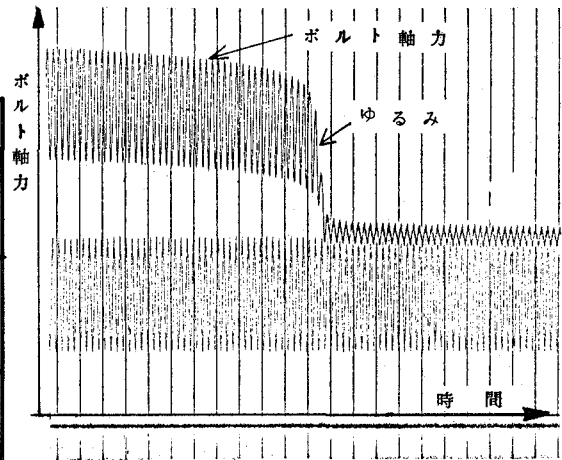


図-7 すべり面の移行する例

形1種と並形2種を用い(表-2)、摩擦係数の効果を検討するために二種類の潤滑剤を用いた(表-3)。

図-5にゆるみ試験機による測定例を示す。ここでType 1. はねじ面ですべりを生じており、ボルト軸力は部材Mの変位方向によって減少と増加を反復しているが顕著なゆるみは見られない。Type 2. は不可逆的なゆるみの例であって、急速にゆるんでいる。Type 3はナット座面ですべりを生じている場合でボルト軸力にはめだつ変動は見られない。

以上の結果に示されるように、解析的に求められた三つのすべり形式は実際のねじ結合にも発生し得ることが明らかにされた。

表-4には1種ナット、2種ナットについてそれぞれのすべり形式の発現回数を示した。

1種ナットではねじ面ですべりを生じている場合が潤滑条件にかかわらず最も多く、2種ナットでは不可逆的なゆるみとナット座面のすべりが多い結果となった。このことは図-2に示すように、同じ摩擦係数であっても1種ナットの場合はねじ面ですべり、2種ナットの場合には不可逆的にゆるむという領域があることを裏付けている。また実験中のボルト軸力の変化を示しているのが図-6である。縦軸は実験開始前の初期ボルト軸力に対する各サイクル経過時のボルト軸力を百分率で示している。これによれば、1種ナットでマシン油潤滑の場合がもっともゆるみにくい結果となっている。

しかし、ゆるみ試験の実施中において、実験開始初期には、ねじ面ですべりを生じていたものや、ナット座面すべりであったものが途中から不可逆的なゆるみに移行する現象が見られた。図-7はこのような例であり、初期にはねじ面すべりであったが不可逆的にゆるみを生じボルト軸力が急速に低下しているのがみられる。

この原因は、摩擦をくり返すことによる摩擦トルクの変動と関連するものと予想されるので以下の検討をすすめる。

III. 摩擦トルクの安定性とすべり形式の予測

III-1 摩擦トルクの安定性についての検討

実験は図-8に示すように、リング型ロードセルを試験しようとするボルト・ナットによって所定のボルト軸力(約1,000kg)まで締付け及びゆるめを行なった。そのときの締付けトルク T_s 、ゆるめトルク T_t はトルクレンチの歪ゲージより、またボルト軸力 P はリング型ロードセルより求め、これらをX-Yレコーダによって記録した。このようにして締付けとゆるめをくり返すことにより、図-9に示すようなトルク-ボルト軸力線図が得られる。締付けをくり返すと、一定のボルト軸力に必要な締付けトルク及びゆるめトルクが変動する。これは摩擦面の状態が一定の条件を保たないためであり、変動の様相も潤滑条件によって異なる。

予備的な実験によれば、締付けの初期(1~10回程度)には変動が大きい、それ以後はある

変動中に落ち着く傾向がある。したがって締付け回数 10 回までは全数記録し、それ以後、25, 50, 75, 100 の各回数及びその前後各 1 回を記録した。潤滑剤は実験開始直前に塗布した後は補充しない。図-9 に示すようにトルク-ボルト軸力線図は、ほぼ直線とみなし得るから、特性値としてボルト軸力 $P=1,000$ kg 付近の T_f/P 及び T_l/P を用い、締付けをくり返すときのこれらの値の変化に注目した。

このように各潤滑条件の場合について T_f/P , T_l/P を求めた例を図-10 に示す。予想されたことであるが、無潤滑では締付け回数が増す毎に、 T_f/P , T_l/P が急速に増加し、ねじ面、ナット座面の摩擦が著しくねじとしての機能を果し得ない結果となった。逆に MoS_2 の場合には、トルクが急速に低下し、グリース、マシン油に比べても非常に小さな値となる。図-10 には 1 種ナットについてのみ示したが、2 種ナットについても同様な傾向である。

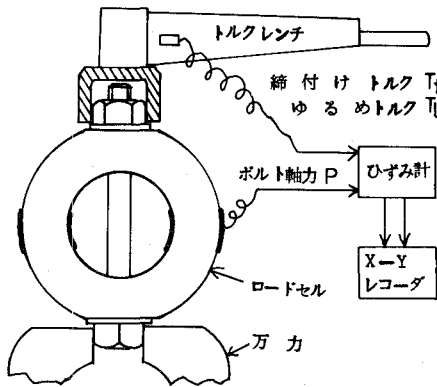


図-8 実験装置

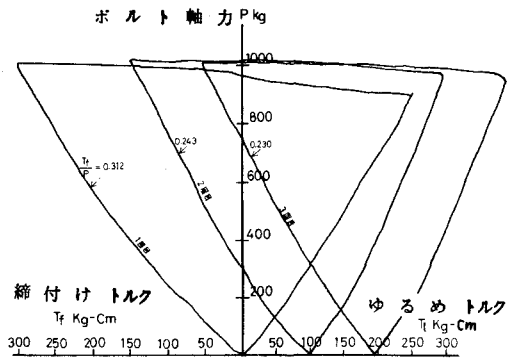


図-9 トルク-ボルト軸力線図

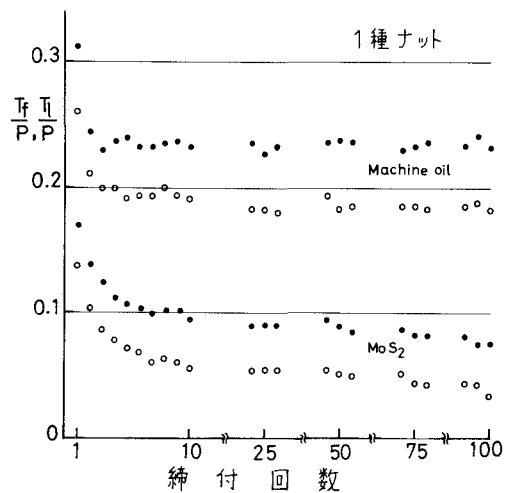
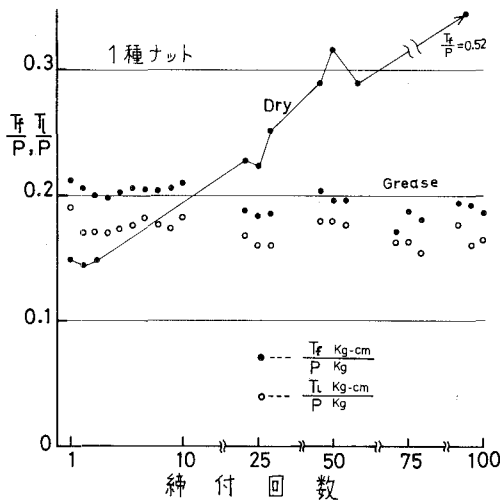


図-10 摩擦トルクの変化

各条件について T_f/P の変動を図-11 に示す。全体の傾向としてトルクの大きい値が初期に現われているのがマシン油と MoS_2 であり、グリースの場合は初期の変化が目立たないのが特徴となっている。

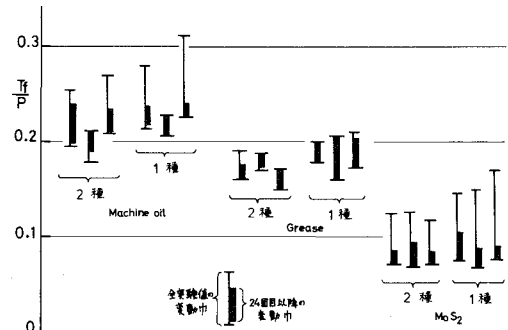


図-11 摩擦トルクの変化する範囲

III-2. ねじ結合のすべり形式の予測

各摩擦面のトルク比によって、すべり形式が決定されるから(5)式によって

$$\frac{T_{sl}}{T_n} < 1 < \frac{T_{sf}}{T_n} \tag{5}$$

の場合は不可逆的なゆるみが起り、

$$\frac{T_{sl}}{T_n} < \frac{T_{sf}}{T_n} < 1 \tag{7}$$

の場合はねじ面ですべりが生じる。

また、ねじの力学より締付ける時には

$$\begin{aligned} \frac{T_f}{P} &= \frac{T_{sf}}{P} + \frac{T_n}{P} \\ &= \frac{d_p}{2} \tan(\rho + \beta) + \frac{d_n}{2} \mu_n \end{aligned} \tag{8}$$

ゆるめる時には

$$\begin{aligned} \frac{T_l}{P} &= \frac{T_{sl}}{P} + \frac{T_n}{P} \\ &= \frac{d_p}{2} \tan(\rho - \beta) + \frac{d_n}{2} \mu_n \end{aligned} \tag{9}$$

ただし $\tan \rho = \frac{\mu_s}{\cos \alpha}$

が成立する。締付け実験の開始直後には、ねじ面とナット座面が新しい状態にあるから両者の摩擦面の摩擦係数は同じであると仮定し、(8)式から T_f/P に対応するトルク比 T_{sf}/T_n を、(9)式から、 T_l/P に対応するトルク比 T_{sl}/T_n を求めると図-12 のようになる。この図から 1 種ナットの場合、初期の T_f/P が 0.122 以上のときは $T_{sf}/T_n < 1$ であり、 T_l/P の大きさにかかわらず $T_{sl}/T_n < 1$ だからねじ面すべりの条件を満たしている。一方、初期の T_f/P が 0.122 以下であれば、 $T_{sf}/T_n > 1$ となり、 T_l/P の大きさにかかわらず $T_{sl}/T_n < 1$ だから不可逆的なゆるみを生じる。

以上のような方法によって実際の締付け実験によって得られた値からすべり形式の予測を行なった結果を表-5 に示す。図-12 中に両種のナットについて得られた実験値 T_f/P の範囲を示した。これによればもっともゆるみを起し易い条件は 2 種ナットで MoS_2 潤滑の場合であり、

表-5 実験により得られた T_f/P によるすべり形式の予測

1種ナット	T_f/P (初期値)	初期のすべり形式	T_f/P (実験中の最小値)	ゆるみの予測	2種ナット	T_f/P (初期値)	初期のすべり形式	T_f/P (実験中の最小値)	ゆるみの予測
マシン油	0.279	ねじ面	0.212	ゆるまない	マシン油	0.252	ねじ面	0.194	ゆるまない
	0.225	ねじ面	0.206	ゆるまない		0.184	ねじ面	0.178	ゆるまない
	0.312	ねじ面	0.226	ゆるまない		0.262	ねじ面	0.209	ゆるまない
グリース	0.185	ねじ面	0.178	ゆるまない	グリース	0.178	ねじ面	0.160	途中からゆるみ始める
	0.194	ねじ面	0.160	ゆるまない		0.170	ねじ面	0.169	ゆるまない
	0.212	ねじ面	0.172	ゆるまない		0.166	ゆるむ	0.148	緩ゆる初る
二モリ硫アデ化	0.146	ねじ面	0.077	途中からゆるみ始める	二モリ硫アデ化	0.125	ゆるむ	0.070	緩ゆる初る
	0.148	ねじ面	0.067	途中からゆるみ始める		0.126	ゆるむ	0.067	緩ゆる初る
	0.170	ねじ面	0.075	途中からゆるみ始める		0.117	ゆるむ	0.070	緩ゆる初る

すべての T_f/P がゆるみの条件に含まれる。逆にもっともゆるみにくいのは、1種ナットでマシン油潤滑の場合であり、ゆるみの条件となる T_f/P は実験中得られなかった。以上の条件以外の実験によって得られた T_f/P は、ゆるむ条件とゆるまない条件にまたがる場合や、ゆるむ条件にきわめて近い場合がある。これらの結果は、ゆるみ試験によって得られた結果(表-4及び図-6を参照)と対応することがわかった。

IV. 結 言

ねじ結合のゆるみ機構を明らかにすることを目的として、ゆるみの条件を検討しそれに対応したゆるみ試験機を試作してゆるみ挙動を調べた結果を要約すると次のようになる。

- (1) 各摩擦面の摩擦トルクの大小関係によりすべり形式が変化することを実験によって確かめた。
- (2) ナット座面とねじ面の摩擦係数が同じであると考え、2種ナットの方がゆるみやすい条件にある。また摩擦係数が小さくなるほどゆるみやすくなることも解析と実験により明らかになった。
- (3) 摩擦トルクの大きさは、潤滑剤によって大きな相違があり、また変動の様相も異なる。したがって締付けを行なう場合、締付けトルクは潤滑条件に相応した大きさにし

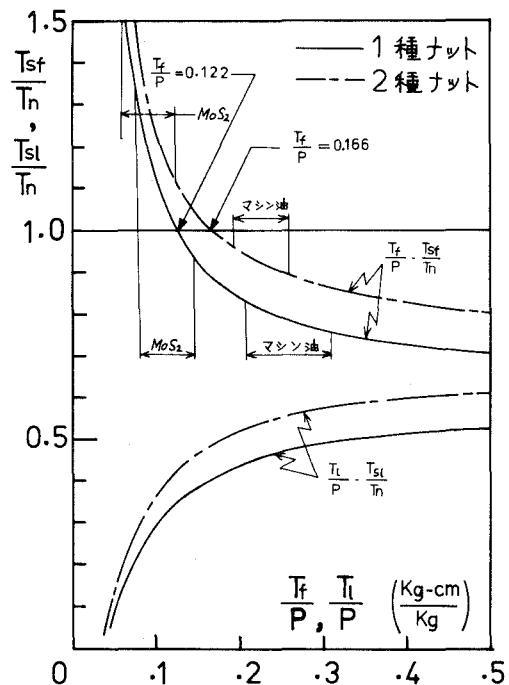


図-12 トルク比曲線

なければならない。特に無潤滑で締付けた場合には締付け回数とともに締付けトルクは急に大きくなるが、それが実さいのボルト軸力の上昇にはならないので注意すべきである。

- (4) 締付けとゆるめをくり返す実験より得られた T_f/P とトルク比曲線からすべり形式を予測することを試みた結果は、ゆるみ試験による結果とほぼ一致し、この方法の有効なことが確かめられた。

(昭和53年 5月20日受理)

参 考 文 献

- (1) 齊当 ; 回転振動によるねじのゆるみ(第1報) 日本機械学会北海道支部講演論文集No.752-1(1975)
- (2) 齊当 ; 回転振動によるねじのゆるみ(第2報) 日本機械学会北海道支部講演論文集No.772-1(1977)
- (3) 山本 ; ねじ締結の理論と計算 (養賢堂)
- (4) 松尾, 他; 回転振動によるねじのゆるみ試験について 日本機械学会第49期全国大会 No.710-13 (1971)
- (5) S. K. CLARK ; Static and Dynamic Testing of Self-Locking Bolts. S. A. E paper (824 E) (1964)



霜層の熱伝導率と水蒸気拡散について

戸倉郁夫・斉藤 凶・岸浪紘機・村本和夫

A Study on Thermal Conductivity and Vapor Diffusion in Frost Layer

Ikuo Tokura, Hakaru Saito
Koki Kishinami, Kazuo Muramoto

Abstract

In a refrigeration system, frost formation on a surface of heat exchanger often causes reduction of heat transfer rate and increase of flow resistance of fluid flowing through the exchanger and is eventually bound to an undesirable increase of power supplied to the system. Therefore, to study heat and vapor transfer in a frost layer is very much important from the viewpoint of heat engineering practice.

The authors presented, in this report, new formulas to estimate the thermal conductivity and the diffusion resistance factor in a frost layer, both of which have correlational effect not only on porosity but also on microscopic structure of ice crystal in the frost layer. The utilities of these formulas were examined by comparing the experimentally determined rates of growth of frost layer and the predicted ones obtained based on the formulas.

1. は じ め に

低温熱交換器などでは付着した霜による伝熱量の低下のため運転を休止して除霜しなければならない状態に陥ることもしばしばある。さらに、霜がつくこのことによって熱交換器を通過する流体の圧力損失が増加することになり、エネルギー損失を招く結果となる。それゆえ、着霜量を予測することは除霜開始時間を設定する上でも工業的に重要な問題の一つとなっている。

着霜現象を、相変化を伴う熱移動の問題と考えると、霜層の成長を予測しようとする場合に霜層の物性（密度、熱伝導率など）が問題となる。霜層の熱伝導率については、その密度と関連づけようとして、これまでもさまざまな理論式が提唱されている⁽¹⁾。しかしながらそれらの式は実際の霜層の構造との対応が十分でなく、霜の熱伝導率の測定値とはあまり良く一致しないようである。最近林⁽²⁾らは、霜層成長の時期による構造の違いを考慮した霜層のモデル化のもとで熱伝導率の検討を行なっている。

本報告は、霜層の構造を考慮した熱伝導率と拡散抵抗係数に対する新しい式を導入し、提案するとともに、それらの式による値にもとづく霜層成長の計算結果を実測値と比較することにより、それらの式の妥当性と適用の限界について考察したものである。

2. 霜層の熱伝導率と拡散抵抗係数⁽³⁾

一般に霜は水の結晶とその間に存在する空気から成る混合物質と考えられる。観察によれば霜層を形成している水の結晶は、水蒸気および熱流方向（-r方向）とは一般に一致しない任意の角度で配列されているもので、それゆえこれら個々の結晶中の熱流の挙動を微視的に厳密に把握することは極めて困難であろう。しかし、巨視的に熱伝導の観点から考えると、それら個々の結晶の熱流に対する効果を、熱流に対して直列的な役割を担う部分と、並列的な役割を受持つ部分の2つに分けて考えることができよう。そこで霜層内に、水の結晶の熱流に対する寄与を抽象的に表現した図1のような小さな要素を考える。水の結晶全体に対して、熱流に直列的な寄与をする部分を図中のSで示し、並列的な役割を担う部分をbで示してある。

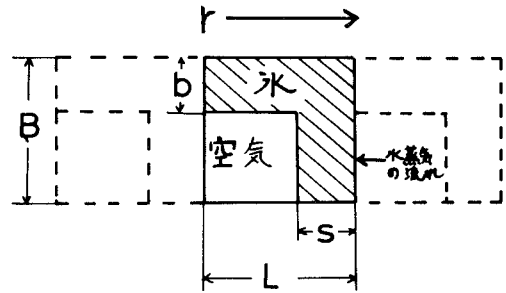


図1 霜層のモデル

空隙率Pは、図より明らかなように

$$P = \frac{(B-b) \cdot (L-S)}{B \cdot L} = 1 - \frac{\gamma_f}{\gamma_{ice}} \dots\dots\dots (1)$$

となる。ここで、後の計算の便利のために、係数Eを

$$E = 1 - \frac{S}{L} \quad (P \leq E \leq 1) \dots\dots\dots (2)$$

と定義する。すなわち、Eは霜層が熱流に対してどの程度直列的であるか（または並列的であるか）を意味する係数であって、E=Pのときは霜層が直列構造のみで構成されている場合に相当し、E=1の場合には並列構造だけで構成されていることを示すことになる（図2）。

水蒸気および熱流方向に垂直な断面では温度が一樣であるものと仮定すると、霜層の熱伝導率 k_f について

$$\frac{k_f}{k_{ice}} = \frac{1 - \frac{P}{E}(1-K)}{1 - \frac{P}{E}(1-E) \cdot (1-K)} \quad (3)$$

が得られる。ここで、 $K = k_{air}/k_{ice}$ である。

式(3)は、E=Pとおいた場合

$$k_{fmin} = \frac{1}{P/k_{air} + (1-P)/k_{ice}} \quad (3-a)$$

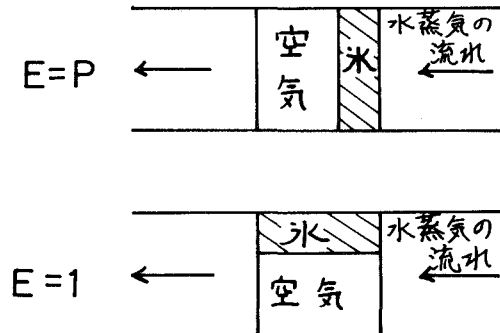


図2 直列および並列の構成

となり、 $E = 1$ とおいた場合には

$$k_{fmax} = P k_{air} + (1-P) \cdot k_{ice} \dots\dots\dots (3-b)$$

が得られ、図2で示される通常の直列および並列構成の熱コンダクタンスに一致する。

霜層の拡散抵抗係数 C (Krisher⁽⁴⁾)による diffusion resistance factor の逆数)を

$$C = \dot{m}_f / \dot{m}_e \dots\dots\dots (4)$$

と定義する。ここで、 \dot{m} は障害物のない空気のみを流れる水蒸気流束であり、 \dot{m}_f は霜層内を流れる水蒸気流束(霜層内の閉じられた空隙内であっても、 r 方向の温度差に起因する飽和水蒸気分圧差による水蒸気拡散が存在する)をあらわす。すなわち、拡散抵抗係数 C は水蒸気の流れが霜層により妨げられる割合を意味することになるから、霜層が完全に氷の層となった場合には $C = 0$ となることは勿論である。

図1に示されるような要素に対しては、空隙の部分を通る水蒸気量のみを考慮すればよいから、拡散抵抗係数 C は

$$C = \frac{P}{1 - (1-E) \cdot (1-K) \cdot P/E} \dots\dots\dots (5)$$

となることがわかる。式(5)において、直列構成のみの場合には $E = P$ となることから、拡散抵抗係数 C は最大値をとり

$$C_{max} = \frac{P}{P + (1-P) \cdot K} \dots\dots\dots (5-a)$$

となる。他方、並列構成だけの場合には拡散抵抗係数 C は最小値となり、式(5)において $E = 1$ とおくことにより、つぎのように求めることができる。

$$C_{min} = P \dots\dots\dots (5-b)$$

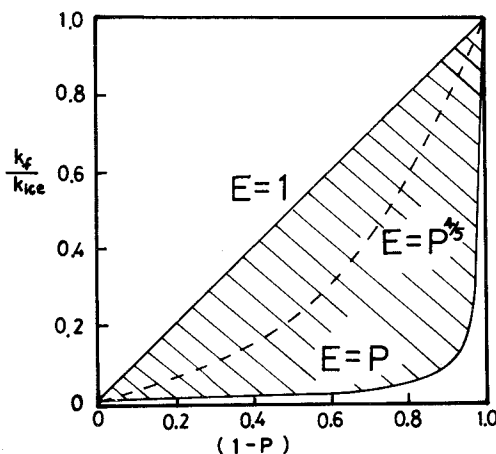


図3 霜層の熱伝導率

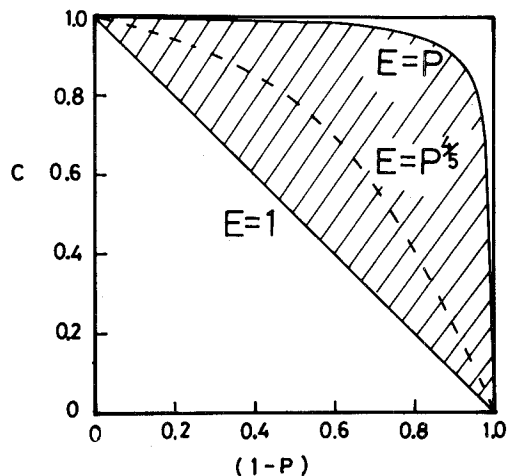


図4 霜層の拡散抵抗係数

さきにも述べたように、実際の霜層は一般的に直列および並列構造を併せ持つものと考えられるから、拡散抵抗係数Cは式(5-a)で計算される値よりは小さく、式(5-b)から計算される値よりは大きな値となることが予想される。

図3および図4に霜層の熱伝導率 k_f ならびに拡散抵抗係数Cの存在範囲をそれぞれ斜線で示した。

3. 霜層成長の予測

前節で導入した霜層の熱伝導率と拡散抵抗係数を使用して、霜層の成長を計算してみる。現在のところ、霜層の構造と熱伝導率を対応づける研究は、まだ十分にはなされておらず、したがって、係数Eに対する実測値は報告されていない。それゆえ、ここでは霜層の熱伝導率が空隙率だけの関数であると仮定して $E = P^{4/5}$ とおくと、霜層の熱伝導率および拡散抵抗係数はそれぞれ式(3)および式(5)より

$$\frac{k_f}{k_{ice}} = \frac{1 - P^{1/5} \cdot (1 - K)}{1 - P^{1/5} \cdot (1 - P^{4/5}) \cdot (1 - K)} \dots\dots\dots (6)$$

$$C = \frac{P}{1 - P^{1/5} \cdot (1 - P^{4/5}) \cdot (1 - K)} \dots\dots\dots (7)$$

となる。図3および図4中の破線は、それぞれ式(6)および式(7)による値を示したものである。

一方、坂爪と関⁽⁵⁾は氷や雪の熱伝導率の測定値に良く一致し、霜の場合にも適用できる式として次式を提唱している。

$$\frac{k_f}{k_{ice}} = \frac{(1 - P)}{(1 - P^{1/3}) + \frac{P^{1/3}}{(1 - P^{2/3}) + KP^{2/3}}} + \frac{KP}{\{1 - (1 - P)^{1/3}\} + \frac{(1 - P)^{1/3}}{\{1 - (1 - P)^{2/3}\} + \frac{1}{K}(1 - P)^{2/3}}} \dots\dots\dots (8)$$

図5は式(6)および式(8)の値を、これまでに報告されている霜の熱伝導率と比較して示したものである。この図によると、式(6)および式(8)はともに良く実測値を代表することがわかるが、空隙率が小さな領域で著者らの式(6)は式(8)による値に比較して、わずかに低目の値となる傾向がある。しかしながら、図中に示されるごとく、この種の測定法にはかなり大きな実験誤差を伴うものであることを考慮すれば、著者らの式(6)は、式(8)に比べてかなり簡単な形であることも含めて、十分、信頼できるものであるといえよう。

つぎに、式(6)および式(7)を用いて、半径 r_0 の冷却面上に付着する霜層の成長を計算してみよう。計算方法は、JonesとParker⁽⁶⁾が平板上に成長する霜層に対して適用したものを、

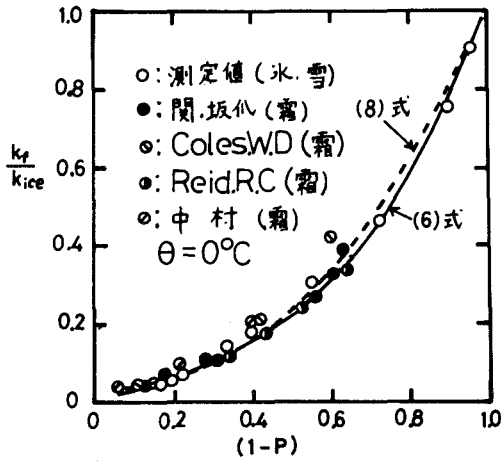


図5 霜の熱伝導率の比較⁽⁵⁾

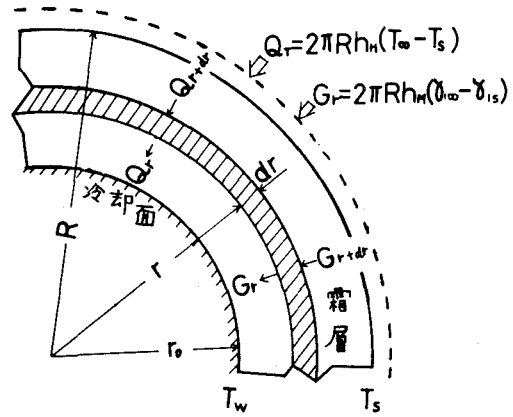


図6 座標系

円筒座標系に拡張したものを使用した。以下にその概要を述べる。

霜層の密度は時間とともに変化するが、半径方向には密度は一様であると仮定する(図6)。霜層表面に物質伝達によって致達した水蒸気の一部は、霜層表面から内部へ拡散によって伝達してゆき、霜層の密度を増加させる。すなわち

$$\pi(R^2 - r_0^2) \frac{d\gamma_f}{d\tau} = G_s \quad \dots\dots\dots (9)$$

が成立する。水蒸気の残りの部分は霜層表面に堆積し、その厚さを増加させる。すなわち

$$2\pi R \gamma_f \frac{dR}{d\tau} = 2\pi R h_M (\gamma_{1\infty} - \gamma_{1s}) - G_s \quad \dots\dots\dots (10)$$

となる。式(9)および式(10)中の G_s は、単位時間当り表面から霜層内部に拡散してゆく水蒸気量を表わし

$$G_s \doteq 2\pi R \left[D \cdot C \frac{d\gamma_1}{dr} \right]_{r=R} \quad \dots\dots\dots (11)$$

として求めることができる。式(9)および式(10)を解くためには、霜層表面の温度と温度勾配が必要になる。霜層内で顕熱変化を無視して、温度分布に対して準定常状態を仮定すると、密度が半径によらず一様であることから、温度に関してつぎの関係が得られる。

$$\frac{d}{dr} \left(r k_f \frac{dT}{dr} \right) = - \frac{2rRH}{R^2 - r_0^2} \left[D \cdot C \left(\frac{H'p}{R_g^2 T^3} - \frac{p}{R_g T^2} \right) \frac{dT}{dr} \right]_{r=R} \quad \dots\dots\dots (12)$$

境界条件 $r=r_0$ で $T=T_w$

および $r k_f \frac{dT}{dr} = R h_H (T_\infty - T_s) + R H h_M (\gamma_{1\infty} - \gamma_{1s}) \quad \dots\dots\dots (13)$

を使用して式 (12) を積分すると、霜層表面の温度と温度勾配についてそれぞれ

$$T_s = \frac{H}{k_f} \left(\frac{r_o^2 R}{R^2 - r_o^2} \ln \frac{R}{r_o} - \frac{R}{2} \right) \cdot \left[DC \left(\frac{H' \dot{p}}{R_g^2 T^3} - \frac{\dot{p}}{R_g T^2} \right) \frac{dT}{dr} \right]_{r=R} + \frac{R \{ h_H (T_\infty - T_s) + H h_M (r_{1\infty} - r_{1s}) \}}{k_f} \ln \frac{R}{r_o} + T_W \dots\dots\dots (14)$$

$$\left. \frac{dT}{dr} \right|_{r=R} = \frac{h_H (T_\infty - T_s) + H h_M (r_{1\infty} - r_{1s})}{k_f + H \left[DC \left(\frac{H' \dot{p}}{R_g^2 T^3} - \frac{\dot{p}}{R_g T^2} \right) \right]_{r=R}} \dots\dots\dots (15)$$

が得られる。ただし、ここでは水蒸気は霜層と熱力学的平衡状態にあると仮定してクラジウス・クラペインの式を使用し、さらに、水蒸気は濃度が小さいので完全ガスと見なしてある。

実際の計算は以下のような手順で行なった。最初、ある微小厚さの霜層の存在を仮定しないと計算を開始することができないので、霜層の初期厚さと初期比重量を仮定する。つぎに霜層表面温度を、式 (14) を試行錯誤法により計算することにより求めて、式 (9) および式 (10) をルンゲ・クッタ・ジル法により数値積分した。なお、飽和水蒸気圧力は Goff-Gratch の式⁽⁷⁾より求め、水蒸気の拡散係数には Krisher⁽⁸⁾の提唱した式を使用した。計算では、霜層の初期厚さを 0.02 mm、初期比重量を 40 kg/m³、表面の熱伝達率 h_H を 8 kcal/m²h°C、物質伝達率 h_M を 20 m/h とした。

計算結果は、図 8 から図 10 に実験結果と比較して示してある。

4. 実験結果との比較および検討

前節で行なった計算結果を実験結果と比較するために、冷却面として直径 15 mm、長さ 46 cm の銅管を用いて実験を行なった。実験装置概略図は図 7 に示してある。銅管は、高さ 55 cm、幅 40 cm、奥行 48 cm の木製箱の中に格納されており、冷却装置より循環してくる冷却液によって冷却される。箱内部の湿度は、食塩の飽和塩水溶液によって一定に保った。霜の厚さは観測窓の外部より読取り顕微鏡で測定して求めた。霜重量は、冷却液をすばやく抜き取った後、霜の付着した銅管をはずして全重量を秤で測定し、銅管重量との差を計算することにより求めた。

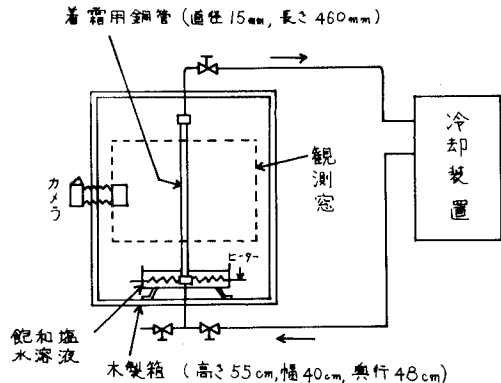


図 7 実験装置概略図

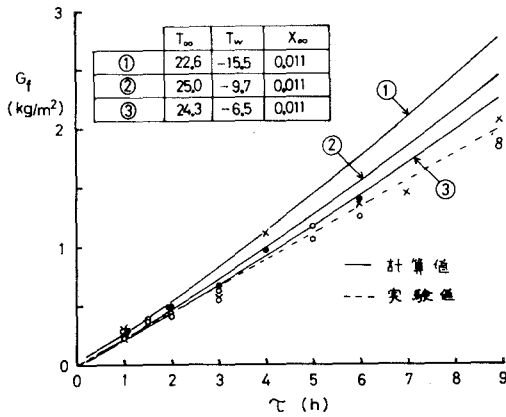


図8 霜重量の比較

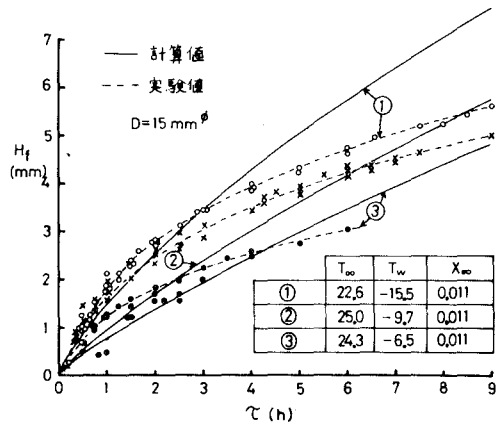


図9 霜の厚さの比較

図8に、単位冷却面積当りに付着する霜の重量を示してある。実線が計算値を、破線は実験値を示している。両者とも、ほぼ同様な傾向を示しているが、実験値は3つの実験とも同じような値を示しており、区別が困難であったので、一本の破線で示してある。

霜の厚さに対する計算値と実験値の比較は、図9に示してある。霜の厚さの実験結果と計算値では、値そのものは大体一致しているが、時間的な増加の傾向が両者で若干異なるように思われる。これは、計算においては霜層の熱伝導率が $E = P^{4/5}$ で変化するものと仮定しているのに対して、著者らの観察によれば、実際の着霜現象は、まず冷却面上に微細な針状結晶が密生した状態が現われ、時間の経過につれて、その大きさを増すとともに樹枝状あるいは板状結晶へと成長していくことから、着霜の初期には極めて並列的な要素の強い（すなわち $E = 1$ ）霜が付着し、その後徐々に直列的な要素が増して来るというような、構造上の相違を反映しているものと考えられる。

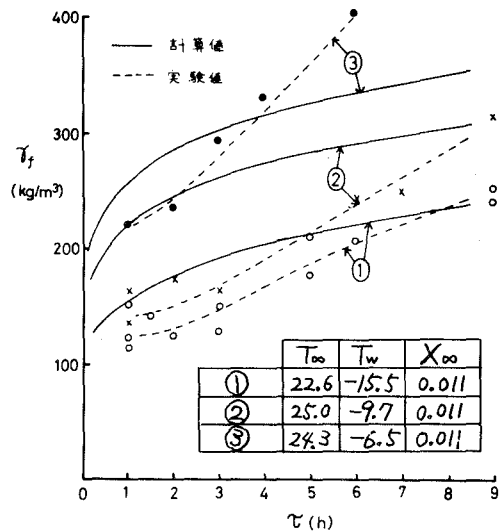


図10 霜の比重量の比較

図10は、霜の比重量の比較を示したものである。霜の比重量は、単位冷却面積当りに付着する霜の重量を霜の厚さで割ったものになるので、霜の厚さの実験結果と計算値の差が、そのまま霜の比重量にも現われている。

5. お わ り に

本報告では、霜層の熱伝導率 k_f と拡散抵抗係数 C に対する簡単な表現式を提唱した。それらの式はいずれも、霜層の構造の相違を実験的に把握することができるならば、その影響を包含できる余地を残しているものである。しかし、現在のところ、実際の霜層の構造と熱伝導率との対応が十分に解明されていないので、霜層の熱伝導率と拡散抵抗係数の算出は、それらが空隙率だけに依存するものと仮定し、これまでに得られている熱伝導率の測定値と一致するように係数 E の値を選ぶことによって行なった。そのようにして求めた熱伝導率と拡散抵抗係数を使用して霜層の成長を計算し、実測値との比較を試みることにより、導入した熱伝導率と拡散抵抗係数の妥当性と適用性を検討した。その結果、霜層の成長をかなり良く予測できることがわかったが、霜の厚さの時間に対する増加の傾向が、予測値と実測とでは若干異なることが明らかとなった。すなわち、これは、先にも述べたように実際の霜層との構造の相違が現われたものと解釈できるものであって、霜層の熱伝導率は、厳密には空隙率だけの関数ではなく、霜層の構造にも依存することを意味していると考えられる。換言すれば、霜層の成長挙動をさらに良い精度で予測するためには、霜層内の結晶構造の経時変化と物性（密度や熱伝導率など）を対応づける研究が、より重要であるといえよう。

最後に、本研究を行なうにあたり御指導を受けた北海道大学工学部の関信弘教授に心から感謝の意を表します。

(昭和53年5月20日受理)

主 要 記 号

C ; 式(4)で定義される拡散抵抗係数	$[-]$	h_h ; 熱伝導率	$[kcal/m^2h^\circ C]$
D ; 拡散係数	$[m^2/h]$	h_m ; 物質伝達率	$[m/h]$
E ; 式(2)で定義される係数	$[-]$	k_{air} ; 空気の熱伝導率	$[kcal/mh^\circ C]$
G_s ; 霜層表面の水蒸気流束	$[kg/h]$	k_{ice} ; 氷の熱伝導率	$[kcal/mh^\circ C]$
H ; 蒸発の潜熱	$[kcal/h]$	k_f ; 霜層の熱伝導率	$[kcal/mh^\circ C]$
H' ; 蒸発の潜熱	$[kg \cdot m/h]$	p ; 水蒸気分圧	$[kg/m^2]$
K ; 熱伝導率比 ($K=k_{air}/k_{ice}$)	$[-]$	r_0 ; 管中心から冷却面までの距離	$[m]$
P ; 空隙率	$[-]$	r ; 半径方向の座標	$[m]$
R ; 管中心から霜層表面までの距離	$[m]$		
R_g ; 水蒸気ガス定数	$[kg \cdot m/kg^\circ k]$	γ_f ; 霜層の比重量	$[kg/m^3]$
T ; 温度	$[^\circ C]$	γ_i ; 水蒸気比重量	$[kg/m^3]$
T_s ; 霜層表面温度	$[^\circ C]$	τ ; 時間	$[h]$
X_∞ ; 周囲の絶対温度	$[kg/kg]$		

参 考 文 献

- 1) たとえば, Biguria, G. and Wenzel, L. A. ; I & EC Fundamentals Vol. 9, No 1. 129 (1970)
- 2) 林勇二郎 他; 日本機械学会第 861 回講演会講演論文集 No. 750-20 181 (1975)
- 3) 戸倉郁夫 他; 伝熱研究 Vol. 15, No. 59 62 (1976)
- 4) たとえば, Auracher, H ; Heat and mass transfer in refrigeration systems and in air conditioning, Commissions B-1, B-2 & E-1, 477 (International Institute of Refrigeration, 1972)
- 5) 坂爪伸二, 関信弘; 日本機械学会講演論文集 No. 770-4 122 (1977)
- 6) Jones, B. W. and Parker, J. D. ; Trans. ASME Series C, **97**, 255 (1975)
- 7) たとえば, 林俊孝編; 湿度・水分測定 P. 7 (日刊工業新聞社, 1965)
- 8) Krischer, O. und Rohnalter, H. ; VDI Forsch. **402** 1 (1940)

液流切換素子の利用可能範囲

山下 光久・久保田 讓

Utility and Limit of Liquid Flow Switching Device

Mitsuhsisa Yamashita and Yuzuru Kubota

Abstract

Characteristic of a liquid flow device which switches a liquid jet into air is very different from a bistable fluid amplifier which is usually used.

For example, liquid jet into air is more stable than into liquid. Because of this reason, the occurrence of the attachment of the main jet to an adjacent wall is difficult. In order to make the attachment occur, we choose the method of introducing the control flow that is the same liquid with a jet.

In this paper, effect on the occurrence of the attachment by the variables which describe a simplified shape, and limit of each variable to make use of this type are indicated.

1. ま え が き

一般に用いられている純流体素子は、同一流体中に噴出する噴流の挙動を基礎としている。しかし、応用面では、液体流の切換動作を気体雰囲気中に行なうことが、しばしば、要求される。この機能をもつ純流体素子は、液流切換素子と呼ばれている。

このように気体中へ液体が噴出する場合には、噴流の周囲気体へ与える運動量は、小さく、そのため付着現象の発生は、従来と大きく異なることが予想される。

本研究では、空気中に水を噴出する場合を取り扱い、切換の手法として、噴流と同種液体を副流として流入する方法を用いた。素子の形状は、単純化し、実験により素子の形状パラメータが、付着現象発生限界の副流流量および副流圧力に及ぼす影響を調べ、最後に、液流切換素子としての利用可能範囲を示している。

2. 実験素子および使用記号

素子の各部名称および使用記号を図-1に示す。素子は20 mm厚さの亚克力板から製作されている。

素子の各部寸法は、

$$w_s = w_c = 10 \text{ mm}$$

アスペクト比=2.0

スプリッタ角度は、スプリッタ壁が側壁と平行になるようにする。

α , h , D は可変量 (表-1 に示す)

本文では, h , D は w_s で無次元化して

h/w_s : スプリッタ距離

D/w_s : オフセット

としている。また,

P_s : 主噴流圧力

P_c : 副流入口圧力

Q_s : 主噴流流量

Q_c : 副流流量

Re : レイノルズ数 ($=uw_s/\nu$)

である。

3. 噴流切換の方法

液体噴流が非常に安定であるため、一般の論理素子に対して用いられている左右制御ポートの圧力差、運動量差、あるいは、出力ポート負荷による切換えの方法を本素子に対して用いることが出来ない。

このため、本研究では、次の方法を採用した。

付着を起こす側の副流ポートから、主噴流と同種の液体 (水) を注入し、噴流と側壁間の空間を満たすか、もしくは、主噴流を拡散させ、不安定状態を生じさせることにより付着現象を起こす。

実際的な切換の手順は、次のようになる。

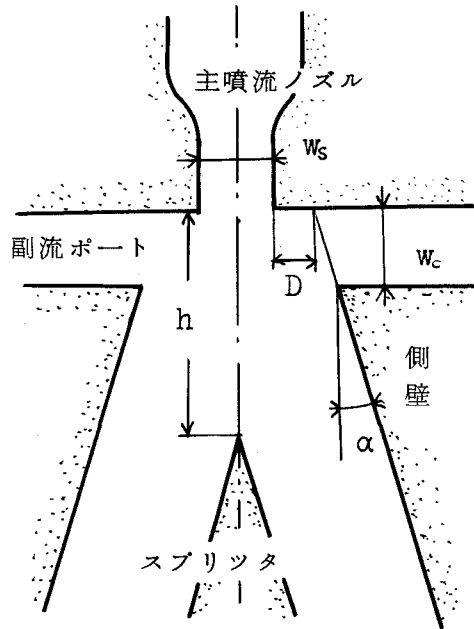
- 1° 付着側へ流入している副流を停止し、噴流を直進させる。
- 2° 反対側副流ポートより副流を注入し、付着現象を生じさせる。

4. 実験装置と実験方法

図-2 に実験装置の概略を示す。

主噴流流量は、弁 1 で設定し、弁 2 により徐々に副流を注入し、付着現象が生じたときの各流量、圧力を測定する。

実験を行なった各パラメータの値を表-1 に示す。



- w_s 主噴流ノズル巾
- w_c 副流ポート巾
- α 側壁傾斜角
- h スプリッタ距離
- D オフセット量

図-1 素子形状および使用記号

$Re \times 10^4$	2.0	2.5	3.0	3.5	4.0
D/w_s	0.0	0.2	0.4	0.6	0.8
h/w_s	4	5	6	7	8
α	5	10	15		

表-1

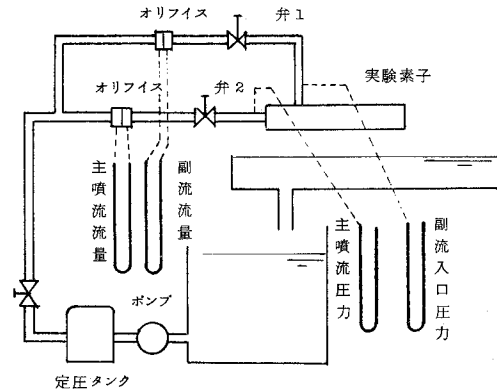


図-2 実験装置

5. 実験結果と考察

実験より得られた副流流量，副流入口圧，主噴流流量，主噴流圧力で無次元化して表示する。

5-1 スプリッタ位置の影響

全実験点において，スプリッタ位置による，副流流量比，副流圧力比の影響は認められなかった。また，図-3に示すように，副流の流量-圧力特性に対しても影響を与える因子ではない。

一般の論理素子に対しては，スプリッタの最小位置は，噴流の付着点距離（即ち，主噴流供給圧より得られる。）から求められ，最適位置は，出力圧力が最大となる位置であるが，現段階での本素子のスプリッタは，付着噴流全体を受け取る位置に設定すれば良いことになる。

5-2 オフセットの影響

オフセットの増加は，副流流量比，副流圧力比を増加させる（図-4-a，-b，-c，-d）。

流量比に対し，この傾向は同種流体で動作する論理素子と同じである。圧力比に対し，

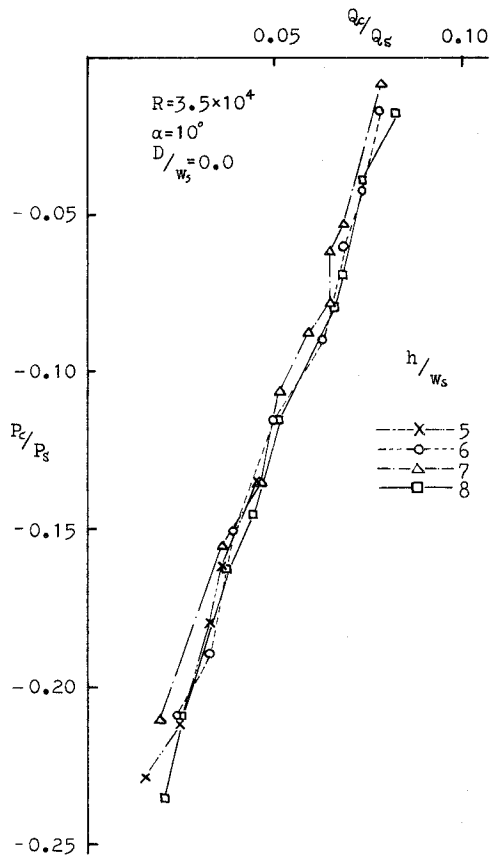


図-3 副流流量-圧力特性

同種流体の場合は、極大値をもつオフセット位置があるものとみられているが⁽¹⁾、今回の実験では生じていない。

論理動作に対してもゲインの表現を用いれば、オフセットは、小さいほうが望ましいが付着噴流外側が、スプリッタ先端に接触する場合は生じることを考慮しなければならない。

5-3 側壁傾斜角の影響

本実験では、 $D/w_s=0.0$ のときの $\alpha=10^\circ$ と 15° に対してのみ結果を得ることができず、明確な影響を述べるには至らないが、図-5に結果を示す。

$\alpha=15^\circ$ に対して付着噴流下流から、低圧うず部への気泡の巻き込みが観察された。

これは、他の条件の場合と比較して噴流の側壁への衝突角が大きいこと、および、低圧うず領域内の圧力が、かなり低いことが原因と推測される。図-5の副流圧力比の線図にも、この影響が表われている。

5-4 レイノルズ数の影響

図-7に示すように、副流流量比へのRe数の影響は、オフセット量とも関連がある。

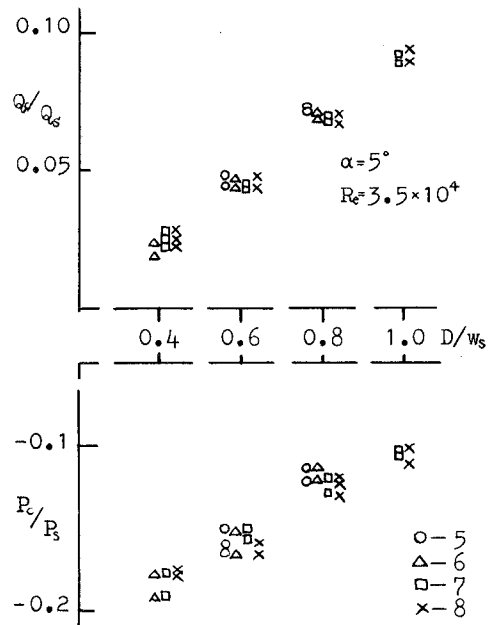


図-4 a)

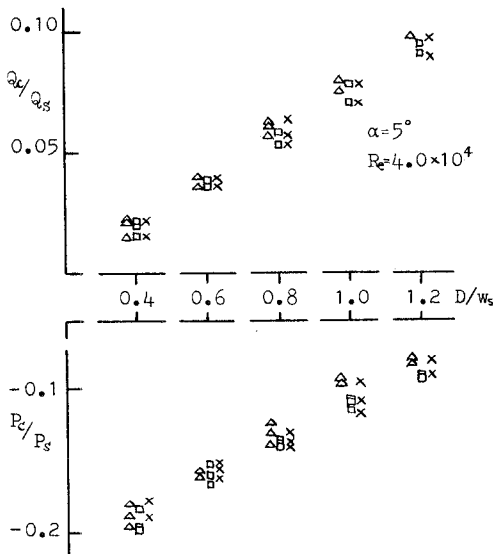


図-4 b)

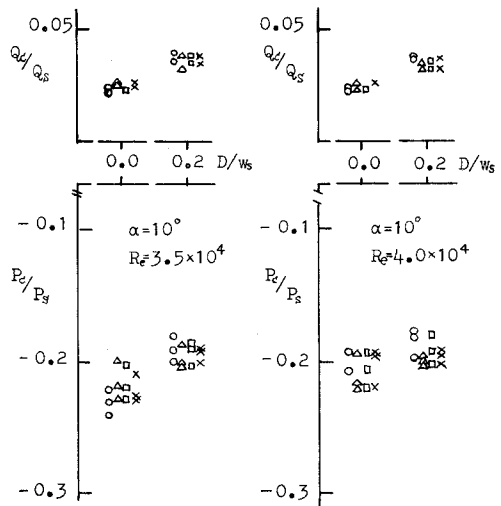


図-4 c), d)

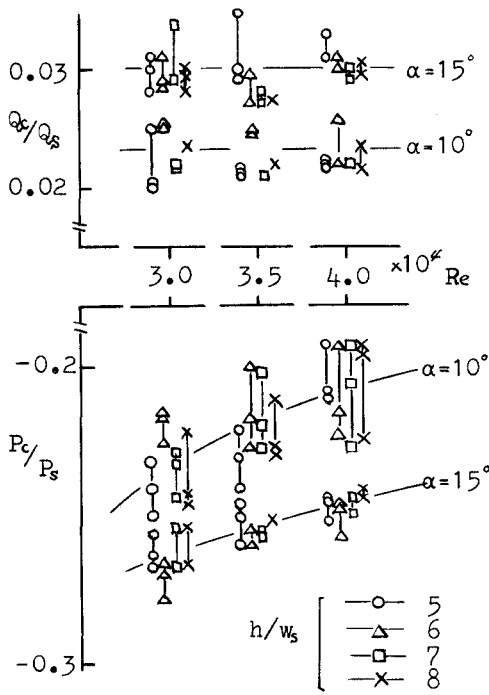


図-5 側壁傾斜角と副流特性

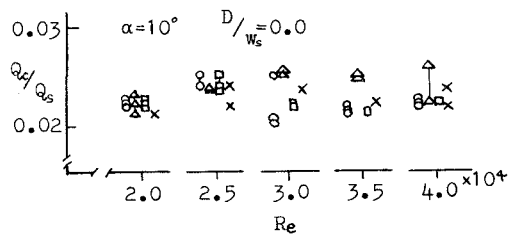


図-8

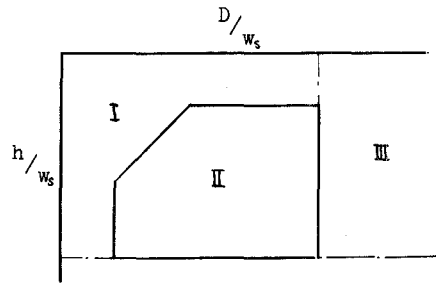


図-6

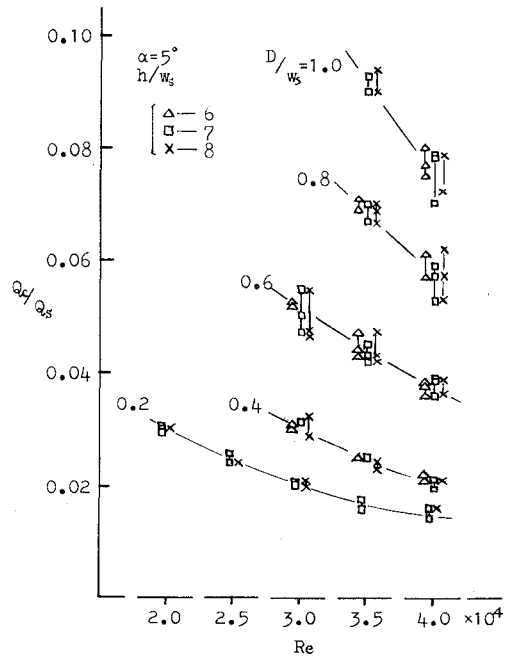


図-7

オフセットが小さくなるにつれ流量比減少の勾配は、小になる。図-8に示すように、 $h/w_s = 0.0$ では、流量比はRe数によって変化せず、一定の値を示している。副流流路の設計に対して、このことは、有効な条件となるであろう。

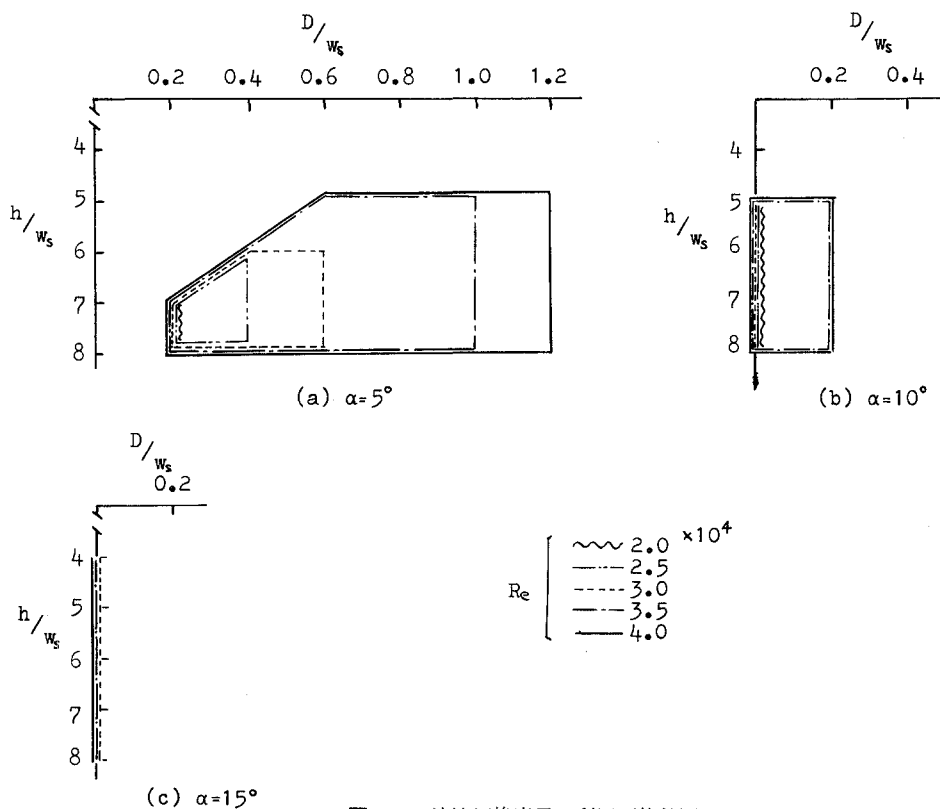
5-5 液流切換素子の利用可能範囲

以上の結果より、各側壁傾斜角に対して、図-9に示す利用可能範囲が得られた。

図-6により各領域を説明する。

領域I. 副流注入により付着現象は発生するが、スプリッタで付着流を完全に左右に分離することが不可能な領域。

領域II. 液流切換素子として利用可能領域。



図—9 液流切換素子の利用可能範囲

領域Ⅲ. 付着現象は発生せず、主噴流と副流の運動量比により主噴流が偏向する領域、即ち、増巾素子として利用可能な領域。

同種流体で用いられる論理素子と比較して、液流切換素子の利用可能範囲は小さい。

特に、側壁傾斜角に対する制限は著しい。一般の論理素子の実験例では、 $\alpha=30^\circ$ に対する各特性の結果があり、実際的な付着可能範囲は、これより大きいことが予想される。通常の素子の側壁傾斜角は、 $10\sim 15^\circ$ で製作されており、この角度は自由噴流の拡がりに関連がある。これに対し、空气中に水を噴出した場合は、噴流は拡がらず、また、コア長さがノズル巾の200~300倍に達したという例⁽¹⁾があるように、素子内部の噴流と側壁の間隙は、通常の論理素子と比較して大きい。このことが側壁傾斜角に対する著しい制約の原因と考えられる。

6. ま と め

1. 付着現象の発生には、2つの要因がある。1つは側壁のエッジに、副流を巻き込んだ噴流が接触し付着現象を誘発する場合。他は、副流により噴流全体が、ゆらぎ現象を起こし側壁後方より、噴流付着が始まる場合である。前者は、オフセットが小さくなるほど明確に表われて

くる。

2. スプリッタ位置は、流量比、圧力比、さらに副流流量—圧力特性に対しても影響を与える因子ではない。スプリッタの効果を得るためには、先端の角度を鈍角に切り落とすとか、丸めるという方法が有効となるかも知れない。

3. 同種流体で用いられる一般の論理素子と異なり、液流切換素子では形状パラメータに対する制約の著しい事が認められた。

今回の液流切換素子では、流量ゲイン、付着流の安定性等を考慮すると、

$$\alpha=10^\circ \quad D/w_s=0.0$$

$$\alpha=5^\circ \quad D/w_s=0.2 \quad h/w_s=7, 8$$

の形状を、 $Re=3.0\sim 4.0\times 10^4$ の範囲で用いるのが良いと思われる。このとき副流流量比は、0.02~0.25程度で十分に切換動作を行う。

4. 本実験では、切換は静的な状況下で行なわれたが、反対側側壁からの切換えのように、動的な要因を含む場合は、今回、示した利用可能範囲が拡大することが予想される。

(昭和53年5月20日受理)

文 献

- (1) 原田正一、尾崎省太郎; 流子工学, 養賢堂
- (2) JOSEPH M.KIRSHNER, FLUID AMPLIFIERS, MCGRAW-HILL

Devices for Mathematical Ratiocination

Yoshio Kinokuniya*

Abstract

The principles of induction and reduction in the philosophical meaning are studied to give some important devices for the objectivist foundations of mathematics. Some redundances of assumption are taken up to promote estimation schemes. Finally, some relative events are discussed with a special view to the methodological dualism.

0. Introduction

If we simply denote by $E(p)$ the assembly of events which fulfil a property p , it may not be other than a mere abstract designation. However, if there factually is found a certain event e fulfilling p , then we may certainly have

$$e \in E(p) \quad (0.1)$$

and may be convinced that

$$E(p) \neq \phi.$$

In this case e is considered as an evidence for the fact (0.1), and $E(p)$ as the extension of $\{e\}$. This procedure of conception will generally underlie mathematical analyses. If $E(p)$ is proved to make a determinate set, it is called the *range* of p .

Now we take up the procedure of '*induction*', which may be defined as follows: By *induction* is meant argument from the particular to the more general concept.¹⁾ According to this definition, the above-mentioned argument may be considered as an induction from $\{e\}$ to $E(p)$. The only problem in here is to examine if $E(p)$ may be considered as a determinate set.

If an assembly $L(p)$ is put to be such that only and all the events of $L(p)$ are capable of being examined on whether p is fulfilled by them or not, and if $L(p)$ is a (determinate) set, then $L(p)$ is called the *level* of p and p is said to be *levelized* by $L(p)$. If $L(p)$ and $E(p)$ are both determinate, and if every element of $L(p) - E(p)$ does not fulfil p , then p is called an *objectivist property*. If no fear of confusion, by 'a property' we mean an objectivist one.

If $E(c)$ is the total aggregate of events which are to be caused by a certain cause c , then $E(c)$ is also called the *range* of c on condition that $E(c)$ is determinate. Induction and levelization too, are analogously argued about c to the case of a property. If an event e is considered to be caused by either one of n causes c_1, c_2, \dots, c_n , and if on examination we find that

* 紀國谷 芳雄

$$e \in E(c_1) \cap \dots \cap E(c_m) \tag{0.2}$$

while

$$e \notin E(c_{m+1}) \cup \dots \cup E(c_n),$$

then the cause

$$c_{m+1} \vee \dots \vee c_n$$

is said to make a *redundant part* of causality for e . The argument which concludes the part

$$c_1 \vee \dots \vee c_m$$

to be sufficient to cause the event e instead of

$$c_1 \vee \dots \vee c_n,$$

is considered as a *reduction*,

In logical calculus, if the clauses ' $Pabc$ ' and ' $\sim Pxyz. \wedge. Pyxz$ ' where p is a predicate and x, y, z are unknown while a, b, c are constants, are given as premises, then it is concluded that $\sim Pbac$. Such a procedure may also be considered as a reduction.

1. Maximization

Given a property p concerning a set, if a set E is found to fulfil p , E is an evidence for p , and thus, if we denote by $\mathbf{E}(p)$ the class of sets which fulfil p , we apparently have

$$E \in \mathbf{E}(p) \tag{1.1}$$

and then we may be convinced that

$$\mathbf{E}(p) \neq \phi.$$

When a set E fulfils the property p , we write

$$E \subset p,$$

which means the same thing with the relation (1.1). If for any two sets A, B (in a certain universe) we always have

$$A \subset B. \&. B \subset p: \Rightarrow. A \subset p,$$

then p is a *regressive property* (of a set). Suppose that the property p is regressive and that there is a family of sets \mathbf{M} which satisfies the following conditions :

- (i) $\mathbf{M} \subset \mathbf{E}(p)$;
- (ii) $A, B \in \mathbf{M}. \&. A \neq B: \Rightarrow. A \subset B. \vee. B \subset A$;
- (iii) $U(p) = \cup_{A \in \mathbf{M}} A. \&. U(p) \subset K. \&. U(p) \neq K: \Rightarrow. K \subset p$.

Such a family \mathbf{M} is called an *increase completion* in respect of p , and if $U(p)$ can be considered to be determinate as the sum²⁾ of \mathbf{M} , then p is said to be *maximizable* in respect of p .

Now, following facts are provable :

- (I) a regressive property p is not always maximizable ;
- (II) even if p is maximizable, we do not always have

$$U(p) \subset p.$$

(I) may be verified by the following counterexample. Let us define a property p such that for any subset A of the closed interval $[0,1]$

$$A \subset p. = .\tilde{m}A = 0^*)$$

Then, if $A_0 = \{0, 1\}$ we certainly have $A_0 \subset p$, and we easily see that p is regressive. Now suppose that p is maximizable and M is an increase completion in respect of p . Then it must be that

$$\tilde{m}U(p) \neq 0, \tag{1.2}$$

because : if $\tilde{m}U(p) = 0$, then $[0,1] - U(p) \neq \phi$, so that we may take out a point $\beta \in [0,1] - U(p)$ and define U_1 by

$$U_1 = U(p) \cup \{\beta\}$$

for which we apparently have

$$\tilde{m}U_1 = 0.$$

Hence we see here the condition (iii) is not satisfied. On the other hand, for any increasing sequence of sets $(A_k)(k=1, 2, \dots)$ taken from the family M , we have

$$\begin{aligned} \tilde{m}A_k &= 0, \\ \tilde{m}(\cup A_k) &= 0. \end{aligned}$$

hence

Thus, in the light of (1.2), we see that M cannot be a summable family²⁾, so that $U(p)$ cannot be the sum of M . Consequently, p cannot be maximizable.

A counterexample verifying (II) will be shown at the end of the next section.

2. Probabilist Unionization

If there is promised the one and only one ticket to be found as the winning one among n tickets, and if the probability of winning is stipulated as to be uniformly equal for every ticket to the same value p_n , then we have

$$p_n = \frac{1}{n} \tag{2.1}$$

hence

$$\lim p_n = 0. \tag{2.2}$$

However, if we leave the stipulation (2.1) unapplied and directly watch the factual condition, it must utterly be essential that there exists the only one winning ticket. So, let this one be the k th ticket. Then, the other tickets which are not k th, must make up together the redundant part for the probability of winning. Thus the situation must be such that

$$p_n(k) = 1$$

and

$$p_n(j) = 0 \quad (j \neq k)$$

where $p_n(j)$ means the real probability of winning for the j th ticket ($j=1, \dots, n$).

There has been an argument that, in the light of the evaluation (2.2), we may assert that no ticket would win in the limitless case ; which has been called

*) \tilde{m} means the a priori measure which is a generalized extension of Lebesgue measure.

the *lottery paradox*. However, we may say that the stipulation (2.1) should not be so sophisticatedly (or psychologically) treated as such. On such a procedure as (2.1), the probability for a single individual will lose its significance but that it is related to the others in a unionized way. In effect, since by (2.1) we always have

$$np_n = 1,$$

the relation

$$\lim np_n = 1$$

should also be maintained. So, we may assert that the total possibility of winning is always equal to 1. Hence it must be denied that no ticket would win.

Some similar situation to the above-mentioned is observed in the negation of total additivity of a homogeneous probability measure. If for any two sets A and B of real numbers we have

$$P_r(X \in A):P_r(X \in B) = \tilde{m}A:\tilde{m}B$$

on condition that both $\tilde{m}A$ and $\tilde{m}B$ are finite, then the aleatory variable X is homogeneous and $P_r(X \in A)$ is a homogeneous probability measure. In this case, denoting as $I = (-\infty, \infty)$ and $I_k = \{x \mid k-1 < x < k\}$, we may easily see that

$$P_r(X \in I_k) = 0 \quad \text{for all } k=1, 2, \dots,$$

so that

$$\sum_{k=1}^{\infty} P_r(X \in I_k) = 0 \neq 1 = P_r(X \in I).$$

Thus, it has been asserted that the measure $P_r(X \in A)$ cannot be totally additive.

On this problem, parallel to the recognition that

$$P_r(X \in I) = 1,$$

we must attach importance to the fact that the total accumulation of the events $X \in I_k$ ($k=1, 2, \dots$)

must make an equivalence to the probability of the event $X \in I$.

So then, we could in any way interpolate the relation

$$I = \bigcup I_k \tag{2.3}$$

in the argument. In this context the summands

$$P_r(X \in I_k) \quad (k=1, 2, \dots)$$

should be considered as infinitesimal quantities to make up the total value 1 in connection with (2.3). Hence, let us represent this constitution as

$$P_r(X \in I) = (u) \sum_k P_r(X \in I_k)$$

and call the right side a *unionized summation*. Then, we will naturally have the following relations to be asserted:

$$(i) \quad (u) \sum_{k=1}^n P_r(X \in I_k) = 0 \quad \text{and} \quad (u) \sum_{k=1}^{\infty} P_r(X \in I_k) = 1 \quad (n=1, 2, \dots);$$

$$(ii) \quad (u) \sum_{k=1}^{\infty} P_r(X \in I_{k\nu}) = \frac{1}{\nu} \quad (\nu=1,2,\dots), \text{ etc.}$$

In the above case, if we define a property p such that

$$A \subset p. \equiv .P_r(X \in A) = 0,$$

then p is regressive. Then, it can easily be proved that p is maximizable but $U(p) \not\subset p$; which verifies the fact (II) shown in Sect. 1.

3. Redundance in Estimation

In case of the lottery problem, if every real number is a ticket index, and if the ticket indexed by α is the one and only one winning ticket, then we have

$$p_\alpha = 1, p_x = 0 (x \neq \alpha),$$

p_x being the probability of winning of the ticket indexed by x . So, the tickets not indexed by α will factually make up the redundant part of this lottery. Such a redundance is called an *intrinsic redundance*.

Conversely, when we do not know there is the one and only one winning ticket, no other way than the homogeneous estimation is allowed, that is, we can expect no other values than the same one for every p_x . Thus, p_x must necessarily be an infinitesimal quantity. So, if we write it as

$$p_x = \partial p,$$

the constitution of our estimation may be realized by introduction of the *unionized integration*

$$(u) \int_{x=-\infty}^{\infty} \partial p = 1$$

which may be defined analogously to the concept of the unionized summation. In this context, the intrinsic redundance disappears, but we may say that there instead is an *implicit redundance* observed everywhere homogeneous.

In case of an estimation of some experimental trials, we may draw upon another sort of redundance which grows up practically. For instance, in the case of urn-sampling, if it is unquestionable that the urn contains exactly two balls which are either white or black, then the following three cases are possible: (1) w, w ; (2) w, b ; (3) b, b (w meaning a white ball and b a black one). Suppose that we gain a sample by two times of drawing with replacement. Then the sample will justly be either of the patterns (1), (2), and (3). If the sample is (1), then the urn is possibly estimated to be either (1) or (2), so that the case (3) makes the redundant part ; if the sample is (3), (2) and (3) are possible and (1) is redundant ; and finally, if the sample is (2), the content of the urn is exactly known to be (2) itself. Each redundance above-mentioned may be considered as a sort of *informational redundance* reduced by sampling.

Incidentally, redundance may be considered as an essential source of theoretical noise. When an assumed object is not yet ascertained to be really existent, it may at most give a theoretical noise, and if it is in fact inexistent it

must be a redundancy to the conception.

When we want to conjecture the cause of an event e , if it is unquestionable that the cause is to be found among m causes c_1, c_2, \dots, c_m , we may refer to the following formula due to T. Bayes :

$$P(c_k, e) = \frac{P(c_k)P(e, c_k)}{\sum_{j=1}^m P(c_j)P(e, c_j)}$$

where $P(c_k, e)$ is the probability that e is caused by c_k , $P(e, c_k)$ the probability that c_k causes e , and $P(c_k)$ is the a priori probability by which c_k is to be expected to occur. However, it is usually noted that the assignment of values for $P(c_k)$ ($k=1, 2, \dots, m$) may scarcely be decided with assurance. Then, the authenticity of the formula is considered to be very faint. Thus being the condition, it may be proposed that the principle of reduction suggested by (0.2) is preferable as a sounder one.

4. Methodological Dualism

In actual mathematical inquiries, there has existed a curious methodological dualism which is distinguished by the opposition between heuristic precept and examinative principles³⁾; which may be restated in a practical sketch as follows : for an inquiry, to detect a solution is essentially a different thing from having a demonstrative way to reach a solution. Such a gap between solutions and the demonstrative procedures to obtain them should be eliminated somehow. For this purpose, it seems firstly requisite to study into the total aggregate of solutions of the given inquiry.

Given a special property p , if at least one event e is found fulfilling it, $\{e\}$ may possibly be extended to the locus of p

$$E(p) = \{e \mid e \subset p\}.$$

If $E(p)$ is determinate, then it may certainly be considered as the range of p . However, if $E(p)$ is not allowed to be so, p itself cannot be considered as an objectivist property. Thus being the condition, a simply assumed range $E(p)$ is essentially no more than a mere object abstracted in the annexed set theory⁴⁾. So, in this situation, we may see a dualism between the given property p and its objectivistness which is to be inspected by the examination of $E(p)$; which may eventually be taken as a dualism between p and $E(p)$.

In the theory of operations (or mappings), we have a dualism more complex. Given an operation f , firstly assume that there exists at least one pair of events α and β such that

$$\beta = f(\alpha).$$

Then we may possibly suppose a (determinate) set A such that

$$(\forall \alpha \in A)(f(\alpha) \text{ exists}),$$

which is called a *domain* of f if the aggregate

$$f(A) = \{\beta \mid \beta = f(\alpha), \alpha \in A\}$$

is also a set. In this case $f(A)$ is certainly the range of f on the domain A . Such being the condition, we see that the problem whether a given set A may be thought as a domain of f simultaneously draws upon the problem whether a set B may determinately exist as a range of f , that is $B = f(A)$. So then we may see a dualism between A and $f(A)$.

The way starting from the set

$$f(\{\alpha\}) = \{\beta \mid \beta = f(\alpha)\}$$

to obtain its extension

$$f(A) = \{y \mid y = f(x), x \in A\},$$

necessitates not only the existence of y 's but also the existence of a (determinate) universal set Y such that

$$(\exists x)(y = f(x)) \Rightarrow y \in Y. \quad (4.1)$$

Then, by taking the dualism, we may moreover have a universal set X to be necessary such that

$$(\exists y)(x = f^{-1}(y)) \Rightarrow x \in X. \quad (4.2)$$

So, we may say that y is bred by f through the condition (4.1), and inversely x is bred by f^{-1} through the condition (4.2).

If there is an α such that $\beta = f(\alpha) \notin Y$, then β must be but a fictitious object fabricated against α . If we, notwithstanding the criticism, require the existence of such a β , it must be that we create a new element by β . Of course, such a β may not be expected to fit in with the proto-construction⁵⁾(or the present system of construction). Thus, on addition of the new element the proto-construction will be revised and extended to a new system which may comprehend β well together with the previous elements. After such a revision, the universe X too may possibly be changed. If it is to be such that $X = Y$, then the same new elements must be adjoined to both X and Y . A good example of such a case is given by the adjunction of $\sqrt{-1}$ to the real numbers.

If the set $f(A)$ cannot exactly be determined though its existence cannot be denied, then $f(A)$ will possibly be considered as an undecidable object.

References

- 1) Kneebone, G. T., *Mathematical Logic and the Foundations of Mathematics*, 6 (1963).
- 2) Kinokuniya, Y., *Mem. Muroran Inst. Tch.* 8(1), 31 (1973).
- 3) Beth, E. B. & J. Piaget, *Mathematical Epistemology and Psychology*, 93 (1966).
- 4) Kinokuniya, Y., *Mem. Muroran Inst. Tch.* 9(1), 328 (1976).
- 5) Kinokuniya, Y., *Mem. Muroran Inst. Tch.* 8(3), 730 (1976).

Several Further Extension Criteria

Kazuo IWATA

Abstract

Influenced by Agnew-Morse 6), by modifying the recent work 29), the author furnishes several further extension criteria.

Introduction. As abstracted above, the present investigation is continued from the short note 29), etc. That is, in a word, in this paper, by means of the earlier [19], Lemmas 1-4], various extension theorems such as of the Hahn-Banach, Krein's, Agnew-Morse's etc. are simultaneously generalized.

For such a sake, to tell the truth, the problems with which we are concerned here amount to somewhat general setting (nevertheless the conclusions are not so complicated). Besides, this time, some pairs of our results are given to overlap each other respectively (see e.g. Theorem 1 and its Corollary 3). The reason is that the problems of an Abelian semigroup of linear transformations are treated more circumstantially than those of a semigroup of linear transformations.

For reference, it may safely be said that the present results are self-contained except the Zorn's lemma. Partly for this reason, it appears to me that the viewpoint [19], Lemmas 1-4] is somewhat suited to deal with these materials.

Preliminaries. Let $E (\neq \{0\})$ denote a linear space over the real field \mathbf{R} . Let L denote a product linear space $E \times \mathbf{R}$ or topological product $E \times \mathbf{R}$ (\mathbf{R} being endowed with the usual topology) We need

DEFINITION 1. If on E there is defined a binary relation " \leq " satisfying all postulates in [19], Def. 1, c)] excepting perhaps 2) and 4), E is called a *preordered linear space* with respect to " \leq ". Convex cone $C = \{c \geq 0\}$ is called the *associated cone* with " \leq ". *Preordered linear topological space* may be analogized.

DEFINITION 2. a) Let q be a gauge function on a subspace $K \subset E$. By \tilde{q} is meant a gauge function on K with $\tilde{q}(y) = q(-y)$ ($y \in K$).

The set $\{(y, \eta) : y \in K, q(y) < \eta\} \subset L$, where q is a gauge function on K , is briefly termed the "epigraph" of q . With this terminology :

b) Let f be a linear form on a subspace $M \subset E$. B_f stands for the epigraph of f .

c) C_q is the epigraph of gauge function q on K .

d) C_{qc} is the quasi-epigraph of gauge function q with respect to $C : C_{qc} = \{(y, \eta) : \text{there exists } c \in C \text{ such that } y + c \in K \text{ with } q(y + c) < \eta\}$. In this way, $C_{\tilde{q}c} = \{(y, \eta) : \text{there exists } c \in C \text{ such that } y + c \in K \text{ with } \tilde{q}(y + c) < \eta\}$, i.e., $C_{\tilde{q}c} = \{(y, \eta) :$

there exists $c \in C$ such that $-y - c \in K$ with $q(-y - c) < \eta\} = \{(-y, \eta) : \text{there exists } c \in C \text{ such that } y - c \in K \text{ with } q(y - c) < \eta\}$.

e) $C_{qC\mathcal{L}}$ is the quasi-epigraph of gauge function q with respect to C and \mathcal{L} (for \mathcal{L} , see Theorem 1 below) : $C_{qC\mathcal{L}} = \{(y, \eta) : \text{there exist } c \in C \text{ and } T_1, T_2, \dots, T_m \in \mathcal{L} \text{ (} m \text{ is finite) such that } y + c \in K \text{ and } \frac{1}{m} q(\sum_1^m T_\mu(y + c)) < \eta\}$. Especially $C_{qC(I)} = C_{qC}$, where I is the identity map of E to E .

Besides, for convenience, let the notations and terminology employed in 19), 23), 27), 28), and 29) be available.

Statement of the results. Slight modifications of the preceding [29), Theorem 1] yield the following which includes the Agnew-Morse type extension theorems[†] etc.

THEOREM 1. *Let E be a preordered linear space with an associated cone C . Let K be a linear subspace of E , q a gauge function on K . Let M be a linear subspace of E , f a linear form on M . Suppose that \mathcal{L} is a semigroup of linear transformations on E such that $T(K) \subset K$ and $q(T(y)) \leq q(y)$ ($y \in K$) for all $T \in \mathcal{L}$. In order that*

- (1. 0) *there exists an $F \in E^*$ extending f and satisfying*
 - (b) $F(y) \leq q(y + c)$ whenever $y + c \in K$ for $c \in C$,
 - (c) $F(T(y)) = F(y)$ for all $y \in K$ and $T \in \mathcal{L}$,

one of the following two conditions is necessary and sufficient :

- (1. 1) *There exists a t.o.l.s. (L, \mathcal{R}) such that*
 - (i) $B_f \cup C_{qC\mathcal{L}} \subset (L, \mathcal{R})^+$,
 - (ii) $(L, \mathcal{R})^+$ is absorbing at $(0, 1)$ for L .
- (1. 2) *There exists a convex absorbing set U in E such that $B_f \cup C_{qC\mathcal{L}} \cup (U \times \{1\})$ is positively independent in L .*

PROOF. We treat the cyclic scheme (1. 0) \Rightarrow (1. 2) \Rightarrow (1. 1) \Rightarrow (1. 0). (1. 0) \Rightarrow (1. 2) : Hypothesis entails that $F(y) \leq F(y) + F(c) = \frac{1}{m} \sum_1^m F(T_\mu(y + c)) = \frac{1}{m} F(\sum_1^m T_\mu(y + c)) \leq \frac{1}{m} q(\sum_1^m T_\mu(y + c))$ for $y + c \in K, y \in E, c \in C, T_\mu \in \mathcal{L}$, whereby $C_{qC\mathcal{L}} \subset B_F$ follows. Hence $B_F \cup C_{qC\mathcal{L}}$ is positively independent in L , whence one has $U = \{x \in E : F(x) < 1\}$ as required. For (1. 2) \Rightarrow (1. 1), appeal to [27), Rem. 2] and [19), Lemma 1]. (1. 1) \Rightarrow (1. 0) : Likewise as in the case of [27), Th. 1 ("if" part)], anyway one obtains an $F_1 \in E^*$ such that extending f and satisfying $F_1(y) \leq \frac{1}{m} q(\sum_1^m T_\mu(y + c))$ ($y + c \in K, y \in E, c \in C, T_\mu \in \mathcal{L}, m$ is finite). This implies (b) of (1. 0) is clear. For (c), there-with, in the light of Agnew-Morse [6), Lemma 2.01]^{††}, it follows that $F_1(y - T(y)) \leq \frac{1}{m} q(T(y - T(y)) + T^2(y - T(y)) + \dots + T^m(y - T(y))) = \frac{1}{m} q(T(y) - T^{m+1}(y)) \leq \frac{1}{m} (q(y) + q(-y))$ ($y \in K, T \in \mathcal{L}, m = 1, 2, \dots$). This implies that $F_1(y - T(y)) \leq 0$, and $F_1(y - T(y)) \geq 0$ (replacing y with $-y$) which complete the proof.

[†] By this the author means Agnew-Morse [6), Lemma 2. 01] and Cotlar-Cignoli [24), III, § 2. 1. 5].
^{††} Cf. also Larsen [22), Sec. 4. 3].

COROLLARY 1. *Let in particular $K = E$ (in such case, in what follows, q is written by p) in Theorem 1. Then (1.2) is reduced to*

$$(1.2)' \quad B_f \cup C_{pC\mathcal{L}} \text{ is positively independent in } L.$$

PROOF. For the sufficiency, since $C_{qC\mathcal{L}} \supset C_q$, one can take $U = \{y \in E : p(y) < 1\}$ for (1.2).

In practice, conditions (1.1), (1.2), (1.2)' seem to be applicable. In fact, in view of this, if we are concerned with Agnew-Morse [6], Lemma 2.01], our proof[†] (that of the "if" part of Corollary 2) runs as follows. This proof seems to somewhat simplify the original. Before starting, we put the following lemma which is also needed in our subsequent discussion.

LEMMA. *Let C, K, q, \mathcal{L} be as in Theorem 1. There holds*

$$(*) \quad \frac{1}{M} q \left(\sum_{i=1}^M h_i(a_1(y_1 + c_1)) \right) + \frac{1}{N} q \left(\sum_{j=1}^N h'_j(a_2(y_2 + c_2)) \right) \\ \geq \frac{1}{MN} q \left(\sum_{i,j=1}^{M,N} (h'_j h_i(a_1(y_1 + c_1)) + h_i h'_j(a_2(y_2 + c_2))) \right),$$

where $h_i, h'_j \in \mathcal{L}$; $y_1 + c_1, y_2 + c_2 \in K$; $c_1, c_2 \in C$.

PROOF. This is easily read in the proof of [6], Lemma 2.01] or in the proof of [22], Theorem 4.3.1].

COROLLARY 2. *Let in particular $K = E, C = \{0\}$, and f be invariant^{††} in Theorem 1. Then (1.0) is reduced to*

$$(1.0)' \quad (\text{Agnew-Morse-Klee type condition}^{\dagger\dagger\dagger}) \text{ There exists an } F_1 \in E^* \text{ extending } f \\ \text{and satisfying both } F_1(x) \leq p(x) \text{ (} x \in E \text{) and } F_1(h_1 h_2(x)) = F_1(h_2 h_1(x)) \\ (h_1, h_2 \in \mathcal{L}; x \in E).$$

PROOF. Necessity of the condition is easily obtained. (Sufficiency) To begin with, let $x + a_1 y_1 + a_2 y_2 = 0$ ($a_1, a_2 > 0$) for $(x, \xi) \in B_f; (y_1, \eta_1), (y_2, \eta_2) \in C_{pC\mathcal{L}}$, where $\frac{1}{M} p \left(\sum_{i=1}^M h_i(y_1) \right) < \eta_1, \frac{1}{N} p \left(\sum_{j=1}^N h'_j(y_2) \right) < \eta_2$ for $h_i, h'_j \in \mathcal{L}$. Then, in view of the lemma and the hypothesis, it follows that

$$\xi + a_1 \eta_1 + a_2 \eta_2 > f(x) + \frac{1}{MN} \sum_{i,j=1}^{M,N} F_1(h_i h'_j(a_1 y_1 + a_2 y_2)) = f(x) + f(-x) = 0.$$

To this end, generalize (*) by the induction. Therewith (1.2)' follows which completes the proof.

Now, as prefaced before, if \mathcal{L} is Abelian, Theorem 1 is specified as follows.

† But, for the fact $F_1(g_1 g_2(x)) = F_1(g_2 g_1(x))$ ($g_1, g_2 \in H; x \in E$), we owe to them.
 †† C is called *invariant* if $T(c) \in C$ for all $c \in C, T \in \mathcal{L}$; and a functional f on M is called *invariant* if M is invariant and $f(T(x)) = f(x)$ whenever $x \in M, T \in \mathcal{L}$.
 ††† This condition is introduced by referring to [6], Lemma 2.01] and [8], (2.2) Theorem].

COROLLARY 3. *Let in particular \mathcal{L} be an Abelian semigroup of linear transformations on E in Theorem 1. Then (1. 0) of Theorem 1 becomes equivalent to each of the following conditions.*

- (1. 3) *There exists a convex absorbing set U in E such that $\xi + \eta + 1 > 0$ whenever $x + y + u = 0$ for $(x, \xi) \in B_f, (y, \eta) \in C_{qC\mathcal{L}}, u \in U$.*
- (1. 4)[†] *There exists a convex absorbing set V in E such that $f(x) + \eta + 1 > 0$ whenever $x = v - y$ for $x \in M, (y, \eta) \in C_{qC\mathcal{L}}, v \in V$.*
- (1. 5) (Anger-Lembcke type condition^{††}) *There exists a convex absorbing set V in E such that the set $\{f(x) + \frac{1}{m}q(\sum_1^m T_\mu(y)) : x \in M, y \in K, x + y \in V + C, T_\mu \in \mathcal{L}, m \text{ is finite}\}$ is bounded below.*

PROOF. Now that \mathcal{L} is commutative, by the lemma, $C_{qC\mathcal{L}}$ proves to be a convex cone in L . Therefore the proof of (1. 2) \Leftrightarrow (1. 3) parallels that of (4. 3) \Leftrightarrow (4. 4) of [29], Th. 4]. Equating V to $-U$ and U to $-V$, (1. 3) \Leftrightarrow (1. 4) is easily verified. (1. 4) \Rightarrow (1. 5) : Let $x + y \in V + C$, say, $x + y = v + c$ for $x \in M, y \in K, c \in C, v \in V$. Then in view of $x = v - (y - c)$, it follows that $f(x) + \eta > -1$ for $\frac{1}{m}q(\sum_1^m T_\mu(y)) (= \delta) < \eta$, i. e. $f(x) + \delta \geq -1$. (1. 4) \Leftarrow (1. 5) : Let the lower bound in question be -1 (without loss of generality). Let $x = v - y$ for $x \in M, (y, \eta) \in C_{qC\mathcal{L}}$ (i. e., there are $c \in C, n, S_\nu \in \mathcal{L}$ such as $\frac{1}{n}q(\sum_1^n S_\nu(y + c)) (= \theta) < \eta, v \in V$. Then in view of $x + (y + c) \in V + C$, it follows that $f(x) + \theta \geq -1$ implying $f(x) + \eta + 1 > 0$.

EXAMPLE 1 (Analogue of the Banach limit). Let E be the partially ordered linear space $m \times m$ endowed with the pointwise order, where m is the bounded sequence space with zero element θ . Let K be the linear subspace $m \times \{\theta\}$, and let $q(y) = \overline{\lim} \eta_\nu$ for $y = ((\eta_1, \eta_2, \dots), (\theta)) \in K$. Letting M be the linear subspace $c \times \{\theta\}$, where c is the convergent sequence space, let $f(x) = \lim \xi_\nu$ for $x = ((\xi_1, \xi_2, \dots), (\theta)) \in M$. And let $\mathcal{L} = \{T^n : T \text{ is the shift such that } T(z) = ((\alpha_2, \alpha_3, \dots), (\beta_2, \beta_3, \dots)) \text{ for } z = ((\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \dots), (\beta_1, \beta_2, \beta_3, \dots)) \in E, n = 1, 2, \dots\}$. Then in view of (1. 3) we obtain an $F \in E^*$ satisfying (1. 0).

PROOF. For short, $\sup\{\alpha_1, \alpha_2, \dots, \beta_1, \beta_2, \dots\}$ (resp. inf thereof) is written by $\sup z$ (resp. $\inf z$) for $z = ((\alpha_1, \alpha_2, \dots), (\beta_1, \beta_2, \dots)) \in E$, besides $q(y) (y \in K), f(x) (x \in M)$ are written by $\overline{\lim} y, \lim x$ respectively. Taking $U = \{u \in E : \sup u < 1\}$, let $x + y + u = 0$ for $(x, \xi) \in B_f, (y, \eta) \in C_{qC\mathcal{L}}, u \in U$. To this end, we have

$$1 > \sup(-x - y) \geq -\inf(x + y) - \inf c \quad (\text{where } c \in E^+, y + c \in K)$$

† Cf. Remark 2 below.

†† Cf. [26], Theorem 3.4].

$$\begin{aligned} &\geq -\inf(x+y+c) \geq -\underline{\lim}(x+(y+c)) \\ &= -\underline{\lim}x - \underline{\lim}(y+c) > -\xi - \frac{1}{m} \overline{\lim}(\sum_1^m T_\mu(y+c)) \\ &> -\xi - \eta. \end{aligned}$$

EXAMPLE 2. In Example 1, let \mathcal{L} be replaced by $\mathcal{L}' = \{T : T(z) = ((\gamma_1, \gamma_2, \dots), (\delta_1, \delta_2, \dots))\}$, where $z = ((\alpha_1, \alpha_2, \dots), (\beta_1, \beta_2, \dots))$ for which $(\gamma_1, \gamma_2, \dots), (\delta_1, \delta_2, \dots)$ are resp. some (depending on T) subsequences of $(\alpha_1, \alpha_2, \dots), (\beta_1, \beta_2, \dots)$ (i. e., $\mathcal{L}' (\supset \mathcal{L})$ is not *Abelian*). Then, notwithstanding (1.3) remains true, (1.0) fails to follow. This is made out by the fact that (1.2) is impossible ($C_{qC\mathcal{L}'}$ itself is positively dependent).

COROLLARY 4. *If $K = E$ in Corollary 3, the condition (1.3) (accordingly, so are also (1.1), (1.2), (1.4), (1.5)) is reduced to*

$$(1.3)' \quad f(x) \leq \frac{1}{m} p(\sum_1^m T_\mu(x+c)) \text{ holds, where } x \in M, c \in C, T_\mu \in \mathcal{L}, m \text{ is finite.}$$

PROOF. Now that $C_{pC\mathcal{L}}$ is a convex cone in L , in effect (1.3)' proves to be equivalent to (1.2)'. (Naturally, the alternative direct proof can be made.)

As an application

COROLLARY 5. *Letting in particular $K = E$; f, p both invariant, $f(x) \leq p(x)$ ($x \in M$), and $p(-c) \leq 0$ ($c \in C$) in Corollary 3, Collar-Cignoli [24], III, § 2. 1. 5] a fortiori follows.*

PROOF. By hypothesis, it follows that $f(x) \leq \frac{1}{m} p(\sum_1^m T_\mu(x)) - \frac{1}{m} p(\sum_1^m T_\mu(-c)) \leq \frac{1}{m} p(\sum_1^m T_\mu(x) + \sum_1^m T_\mu(c)) = \frac{1}{m} p(\sum_1^m T_\mu(x+c))$ ($x \in M, c \in C, T_\mu \in \mathcal{L}$) (if the invariance of C is assumed, it is immediate from $f(x) \leq p(x+c)$ ($x \in M, c \in C$)) which completes the proof.

For reference, the following is easily seen.

COROLLARY 6. *Suppose that \mathcal{F} is a set of linear transformations of E into E . Taking $\mathcal{L} = \{I\}$, $C = \{\sum_{i=1}^k T_i y_i : T_i \in \mathcal{F}, y_i \in E, k \text{ is finite}\}$, Corollary 4 coincides with Klee [8], (2.1) Lemma].*

Returning to the subject, we add the following remarks.

REMARK 1. In Corollary 3, invariances of C and f are not assumed. But the linearity of K thereof can not be dropped (of course, if $\mathcal{L} = \{I\}$, any proper pointed convex cone K may be applicable), i. e., otherwise none of (1.1)-(1.5) necessarily implies (1.0). To see this, let E be the l_1 space with l_1 norm $\|\cdot\|$, and let $C = \{0\}$. Let $K \subset E$ be the pointed convex cone generated by $a = (-1, -\frac{1}{2}, -\frac{1}{4}, \dots)$ and let $q(y) = \|y\|$ ($y \in K$). Let $M \subset E$ be the linear subspace generated by $\{a\}$ and let $f(aa) = -2a$. And let $\mathcal{L} = \{T^n : T((\xi_1, \xi_2, \xi_3, \dots)) = (\xi_2, \xi_3, \dots)$ for $(\xi_1, \xi_2, \xi_3, \dots) \in E, n = 1, 2, \dots\}$. This answers the question, i. e., this satisfies (1.3) but not (1.0)

(c) (a priori).

REMARK 2. Shifting the courses, there are two alternative ways to settle Corollary 3. One is concerned with the course (1. 0) \Leftrightarrow (1. 4), and the other is so with (1. 0) \Leftrightarrow (1. 5) (to the purpose, (1. 2) \Leftarrow (1. 1) holds directly).

SKETCH OF THE PROOF OF (1. 0) \Leftrightarrow (1. 4). Since (1. 4) is rephrased by

(1. 4)[#] *there exists a convex absorbing set V in E such that $-f(x) + \xi' < 1$ whenever $(x, \xi') = (v, 0) - (y, \eta)$ for $(x, \xi') \in M \times R$, $(y, \eta) \in C_{qc\mathcal{L}}$, $v \in V$,*

under L with $C_{qc\mathcal{L}}$, observe $\varphi \in (M \times R)^*$ defined by $\varphi(x, \xi') = -f(x) + \xi'$. (Necessity) Via (1. 4)[#], the "only if" part of the Bauer-Namioka theorem[†] answers the purpose. (Sufficiency) Let $(x, \xi') = (\frac{v}{2}, \delta) - (y, \eta)$ for $(x, \xi') \in M \times R$, $(y, \eta) \in C_{qc\mathcal{L}}$, $v \in V$, $|\delta| < \frac{1}{2}$. Then in view of $(2x, 2\xi' - 2\delta) = (v, 0) - (2y, 2\eta)$, $(2y, 2\eta) \in C_{qc\mathcal{L}}$, it follows that $-f(2x) + 2\xi' - 2\delta < 1$ yielding $-f(x) + \xi' < 1$. Therewith the "if" part of the theorem cited (cf. $C_{qc\mathcal{L}} \neq \emptyset$) leads up to the conclusion.

PROOF OF (1. 0) \Leftrightarrow (1. 5). By use of the new gauge \tilde{q} defined^{††} by

$$\tilde{q}(y) = \inf \left\{ \frac{1}{m} q \left(\sum_{\mu=1}^m T_{\mu}(y) \right) : T_{\mu} \in \mathcal{L}, m \text{ is finite} \right\} \quad (y \in K),$$

the assertion (1) \Leftrightarrow (9) of Anger-Lembcke [26], Theorem 3. 4] answers the purpose. Indeed the said conditions (1) and (9) with respect to \tilde{q} are respectively equivalent to (1. 0)^{†††} and (1. 5).

REMARK 3. Replacing $E, F \in E^*$, U , etc. by preordered linear topological space $E, F \in E'$, 0-neighbourhood U , etc. respectively, we can state and prove the topological version of Theorem 1 (we call this Theorem 2 corresponding to [29], Th. 2]). The details are omitted.

We close this note with the following criterion. Non-Abelian version, non-topological version etc. thereof may be realized without difficulty.

CRITERION. *Let E be a linear topological space. Let I, J be disjoint index sets with $\Lambda = I \cup J \neq \emptyset$. For each $\lambda \in \Lambda$, let C_{λ} be a pointed convex cone in E , K_{λ} a linear subspace of E , and q_{λ} a gauge function on K_{λ} . Let M be a linear subspace of E , f a linear form on M . Suppose that \mathcal{L} is an Abelian semigroup of linear transformations on E such that $T(K_{\lambda}) \subset K_{\lambda}$ and $q_{\lambda}(T(y)) \leq q_{\lambda}(y)$ ($y \in K_{\lambda}$) for all $T \in \mathcal{L}$, $\lambda \in \Lambda$. In order that*

- (4. 0) *there exists an $F \in E'$ extending f and satisfying all of*
 (a) *$-q_i(y - c) \leq F(y)$ whenever $y - c \in K_i$ ($c \in C_i$) for $i \in I$,*

[†] By this we here quote [16], (V, 5. 4)].

^{††} K being a subspace of E , the gauge \tilde{q} is well-defined.

^{†††} For this we owe to Cotlar-Cignoli [24], III, 1. 2].

- (b) $F(y) \leq q_j(y+c)$ whenever $y+c \in K_j$ ($c \in C_j$) for $j \in J$,
- (c) $F(T(y)) = F(y)$ for all $y \in \bigcup_{\lambda \in \Lambda} K_\lambda$, $T \in \mathcal{L}$,

one of the following five conditions is necessary and sufficient, where $\hat{q}_\lambda(y) = \inf\{\frac{1}{m} q_\lambda(\sum_{\mu=1}^m T_\mu(y)) : T_\mu \in \mathcal{L}, m \text{ is finite}\}$ ($y \in K_\lambda$) for each $\lambda \in \Lambda$.

(4.1) Replace $h_\lambda(\lambda \in I \cup J)$ by $\hat{q}_\lambda(\lambda \in \Lambda)$ in (4.2) of [29], Th. 4].

(4.2) Replace so in (4.3) op. cit.

(4.3) Replace so in (4.4) op. cit.

(4.4)* (Bauer-Namioka type condition) There exists a convex 0-neighbourhood V in E such that $-f(x) + \xi' < 1$ whenever $(x, \xi') = (v, 0) - \sum_{\nu \in I \cap N} (-y_\nu, \eta_\nu) - \sum_{\nu \in J \cap N} (y_\nu, \eta_\nu)$ for $(x, \xi') \in M \times R$, $(-y_\nu, \eta_\nu) \in C_{\hat{q}_\nu c_\nu}$ ($\nu \in I \cap N$), $(y_\nu, \eta_\nu) \in C_{\hat{q}_\nu c_\nu}$ ($\nu \in J \cap N$), $v \in V$, where N is any finite subset of Λ .

(4.5) (Anger-Lembcke type condition[†]) There exists a convex 0-neighbourhood V in E such that the set $\{f(x) + \sum_{\nu \in N} \hat{q}_\nu(y_\nu) : x \in M, N \text{ is any finite subset of } \Lambda, y_\nu \in K_\nu (\nu \in N), x - \sum_{\nu \in I \cap N} y_\nu + \sum_{\nu \in J \cap N} y_\nu \in V + \sum_{\nu \in N} C_\nu\}$ is bounded below.

PROOF. In fact, the sets $C_{\hat{q}_i c_i} (= C_{\tilde{q}_i c_i})$ ($i \in I$), $C_{\hat{q}_j c_j}$ ($j \in J$) coincide with $C_{\tilde{q}_i c_i}, C_{\tilde{q}_j c_j}$ respectively. So that the proofs of (4.0) \Rightarrow (4.2) \Rightarrow (4.1) \Rightarrow (4.0) and of (4.2) \Leftrightarrow (4.3) \Leftrightarrow (4.4)* \Leftrightarrow (4.5) are given *mutatis mutandis* from those of Theorem 1 and Corollary 3 (cf. the proof of [29], Th. 4).

To prove (4.0) \Leftrightarrow (4.4) directly, we employ the generated convex cone :

$$\text{co}\left(\left(\bigcup_{i \in I} C_{\tilde{q}_i c_i}\right) \cup \left(\bigcup_{j \in J} C_{q_j c_j}\right)\right),$$

and apply the Bauer-Namioka theorem.

The analogue of Anger-Lembcke [26], Theorem 6.3] also proves (4.0) \Leftrightarrow (4.5).

(Received May 18, 1978)

References

- 1) E. STIEMKE : Über positive Lösungen homogener linearer Gleichungen. Math. Ann. 76 (1915), 340-342.
- 2) W. B. CARVER : System of linear inequalities. Annals of Math. (2) 23 (1922), 212-220.
- 3) L. L. DIENES : Definite linear dependence. Annals of Math. 27 (1925), 57-64.
- 4) S. BANACH : Sur les fonctionnelles linéaires II, Studia Math. 1 (1929), 223-239.
- 5) S. MAZUR : Über konvexe Mengen in linearen normierten Räumen. Studia Math. 4 (1933), 70-84.
- 6) R. P. AGNEW and A. P. MORSE : Extensions of linear functionals, with applications to limits, integrals, measures, and densities. Ann. of Math. (2) 39, 20-30 (1938).

† Cf. [26], Th. 6.3].

- 7) V. L. KLEE : Convex sets in linear spaces. *Duke Math. J.* 18 (1951), 443-466.
- 8) ————— : Invariant extensions of linear functionals. *Pacific J. Math.* 4 (1954), 37-46.
- 9) P. C. HAMMER : Maximal convex sets. *Duke Math. J.* 22 (1955), 103-106.
- 10) I. NAMIOKA : Partially ordered linear topological spaces. *Mem. Amer. Math. Soc.* no. 24 (1957).
- 11) N. DUNFORD and J. T. SCHWARTZ : Linear operators, Part I, chaps. II and V. Wiley (Interscience Publishers), Inc., New York, 1958.
- 12) J. L. KELLEY, I. NAMIOKA and CO-AUTHORS : Linear topological spaces, chaps. 1 and 4. D. Van Nostrand Co. Inc., Princeton, 1963.
- 13) R. E. EDWARDS : Functional analysis, chap. 2. Holt, Rinehart and Winston, Inc., New York, 1965.
- 14) BOURBAKI, N : Espaces vectoriels topologiques, chap. I et II. *Éléments de mathématique*, livre V. Hermann, Paris, 1966.
- 15) G. KÖTHE : Topologische lineare Räume, I, § 16, § 17. Springer-Verlag, Berlin, 1966.
- 16) H. H. SCHAEFER : Topological vector spaces, chaps II and V. The Macmillan Co., New York, 1966.
- 17) MATH. SOC. OF JAPAN : Iwanami Sūgaku-Ziten (Encyclopedic Dictionary of Mathematics), 2nd ed., p.598. Iwanami Shoten, Publishers, Tokyo, 1968.
- 18) V. L. KLEE : Separation and support properties of convex sets—a survey, control theory and the calculus of variations. Academic Press Inc. New York, (1969), 235-303.
- 19) K. IWATA : Totally ordered linear space structures and separation theorem. *Hokkaido Math. Jour.* (Sapporo), Vol. I, No.2 (1972), 211-217.
- 20) C. E. MOORE : Concrete semispaces and lexicographic separation of convex sets. *Pacific J. Math.* Vol. 44, No.2 (1973), 659-670.
- 21) S. K. BERBERIAN : Lectures in functional analysis and operator theory, chap. 3. Springer-Verlag, Berlin, 1973.
- 22) R. LARSEN : Functional analysis; an introduction, chaps. 4, 5. Marcel Dekker, Inc., New York, 1973.
- 23) K. IWATA : Totally ordered linear space structures and separation theorem in real linear topological spaces. *Mem. Muroran Inst. Tech.* Vol. 8, No.1 (1973), 43-48.
- 24) M. COTLAR and R. CIGNOLI : An introduction to functional analysis. chap. III, 1, 2. North-Holland Pub. Co., Amsterdam, The Netherlands, 1974.
- 25) B. ANGER and J. LEMBCKE : Hahn-Banach type extension theorems for hypolinear functionals. *Math. Ann.* 209 (1974), 127-151.
- 26) ————— : Hahn-Banach type theorems for hypolinear functionals on preordered topological vector spaces. *Pacific J. Math.* Vol. 54, No.1 (1974), 13-33.
- 27) K. IWATA : Totally ordered linear space structures and Hahn-Banach type extension theorem. *Mem. Muroran Inst. Tech.* Vol. 8, No.2 (1974), 429-434.
- 28) ————— : Totally ordered linear space structures and extension theorems. *Mem. Muroran Inst. Tech.* Vol. 8, No.3 (1976), 737-744.
- 29) ————— : A supplement on the paper "Totally ordered linear space structures and extension theorems". *Mem. Muroran Inst. Tech.* Vol. 9, No.1 (1976), 335-341.

b c c 金属単結晶の切削機構について

山 村 秀 美・菊 地 千 之

On the Cutting Mechanism of bcc Metal Single Crystals

Hidemichi Yamamura and Kazuyuki Kikuchi

Abstract

Many works have been done on the cutting mechanism of polycrystalline metals, but a few works were reported on the cutting mechanism of single crystal which involved plastic anisotropies due to the crystal structures and orientations.

To investigate the influence of crystal orientations on the cutting forces and the chip formations, Fe-3 1/2% Si alloy single crystal was cut two dimensionally. The cutting forces and the shear angles were determined as a function of the angle (θ) about the normal to the side plane. For the crystal orientations with the maximum and minimum cutting forces, the distributions of crystal rotation angles and slip traces in the shear zones were observed. The slip mechanism in the cutting process is discussed, and following results are obtained.

1. The cutting forces change periodically with the angle θ , but they invert the phase with the shear angles. The maximum value in the force (A) is about 4 times that of the minimum (B).
2. The $\phi - (\beta - \alpha)$ relationship is out of the solution by Merchant or Lee-Shaffer.
3. In the case of (A), the narrow plastic zone agrees well to the simple shear model.
4. No quantitative relation is obtained between the rotational angle and the displacement and the stress, containing the distribution and the magnitude of them.

要 約

多結晶金属材料の切削機構については多くの研究がなされているが、結晶構造、結晶方位による塑性異方性を考慮した単結晶の切削機構に関する研究は少ないように思われる。

結晶方位の切削抵抗への影響を調べるため、Fe-3 1/2% Si 合金単結晶を二次元切削した。試料側面法線に関して順次回転しながら、切削抵抗を測定し、せん断角、変位、ひずみ等を決定した。切削抵抗の最大値および最小値を示した結晶方位について、せん断領域における結晶回転角、すべり線を観察し、切削過程のすべり機構を検討し、次の結果を得た。

1. 切削抵抗は試料角 θ とともに周期的に変化し、せん断角はその逆位相で変化する。切削抵抗最大値 (A) はその最小値 (B) の約 4 倍である。
2. $\phi - (\beta - \alpha)$ の関係は Merchant, Lee-Shaffer の切削方程式の解の範囲内には存在しない。

3. (A) の場合、せん断領域は非常に狭く、単純せん断模型とよく一致する。
4. 結晶回転角と変位、ひずみの間には、その分布、大きさを含めて定量的な関係は得られない。

1. 緒 言

一般に金属切削において要求される事項は仕上げ面精度、切りくず処理のよいこと、工具摩耗が少ないことなどである。これらの事項について従来から材料の被削性、工具材の開発などを含めて多くの研究がなされており、多結晶金属材料に対する切削機構が明らかにされてきている。しかしながら、金属切削機構を大変形機構とみなし、結晶学的すべり、転位などをも考慮し、結晶構造の相違、または結晶方位の相違によって生じる塑性異方性をもとにした研究は少ないように思われる。

以上のことから bcc, fcc 金属単結晶について材料物性の面から切削機構を解明するため、bcc 構造の Fe-Si 合金および fcc 構造の Al, それぞれの単結晶を被削材として切削加工を行った¹⁾²⁾。その結果、結晶方位の相違により切削抵抗、切削面の状態、転位の分布状態ともに大きな差異を示すことがわかった。また、切りくず塑性域の観察から、安定した切削状態の良好な仕上げ面が得られる流れ型の切りくず生成をする結晶方位と、多結晶材料でもろい材料の切削にみられるせん断型の切りくずを生成する結晶方位とが存在することを確かめている。さらに、同一条件でも切削抵抗は結晶方位に依存して著しく変化し、仕上げ面性状、加工変質層も大きく異なることを示した。

この研究では、Fe-Si 合金単結晶を用いて、特徴的な切削抵抗を示す結晶方位について、塑性流れ、結晶学的なすべり、切削変形領域の転位によるエッチピット分布状態の観察を行った。その結果にもとづき、最大せん断ひずみ速度の分布と結晶回転角との関係を得ることにより、切削加工の微視的変形機構について検討を加えた。

2. 実 験 方 法

被削材としての単結晶試料は表-1 に示す化学組成の珪素鋼板を用いた。単結晶を作成する場合試料厚さの影響が大きく、できるだけ薄いことが望ましいが、切削加工における

表-1 化学組成(Wt%)

Si	C	S	P	Mn	Al
3.18	0.008	0.003	0.002	<0.01	0.002

二次元性を保持するため試料厚さ 1.2 mm とし、圧延方向に沿って長さ 180 mm, 幅 20 mm の寸法とした。この試料についてひずみ焼鈍法により単結晶を作成し、試料面の面方位が目的とする方位と±5°の範囲で一致するものを選び出した。図-1 に被削材試料、図-2 に試料の面方位を示す。

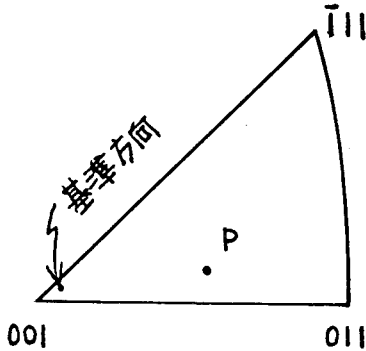
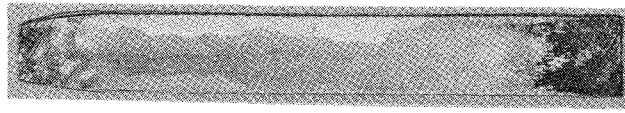


図-2 単結晶試料の面方位

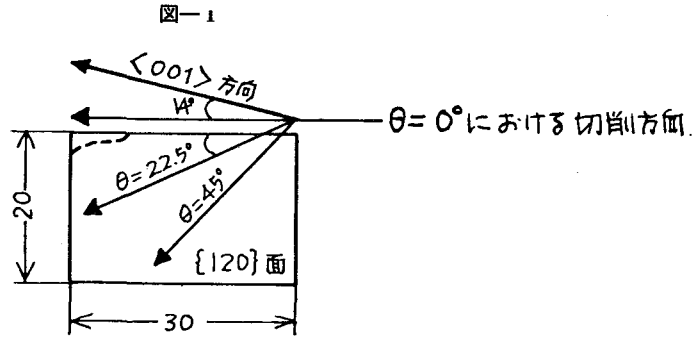


図-3 各試料角における切削方向

切削抵抗の測定は、 $\{210\}$ 面の試料を図-3に示すように $\langle 100 \rangle$ 方向より 14° 傾いた方向から 22.5° ずつ試料面法線に関して順次回転させながら側面を二次元切削することによって行った。切削加工条件は、切削温度の変形過程への影響を少なくするため、切削速度 100 mm/min 、切込み 0.10 mm とし、切削工具は高速度鋼工具SKH-4を用い、すくい角 $\alpha = -10^\circ, 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ$ 、逃げ角 6° とした。切削にはフライス盤横送りを利用した。切削抵抗の測定は弾性リング動力計を用いて、主分力、送り分力の2成分について行った。

最大、最小の切削抵抗を示す結晶方位については切込みを 0.40 mm と増大させ、定常状態に達した点で急停止させ、切削機構の差異を光学顕微鏡観察、極図上の結晶回転により比較検討した。なお、切込みが 0.10 mm から 0.40 mm に増大したことにより切削状態が変化しないことは予め確認した。結晶方位は全てマイクロ・エッチピット法により決定し、転位の観察もエッチピット法によった。

せん断面近傍におけるひずみ速度と結晶の回転角の変化を定量的にみるため、また最大せん断ひずみの分布を求めるためvisioplasticity法による解析を行った。試料の $\langle 100 \rangle$ 方向を極図上で決定し、これを試料角 θ の基準とし、切削抵抗の最小($\theta = 112.5^\circ$)、最大($\theta = 157.5^\circ$)となる結晶方位を $1.2 \times 20 \times 30 \text{ mm}$ に切り出し、その試料側面に $\theta = 112.5^\circ$ の場合横線間隔 $= 0.05 \text{ mm}$ 、縦線間隔 $= 0.06 \text{ mm}$ 、 $\theta = 157.5^\circ$ の場合横線間隔 $= 0.08 \text{ mm}$ 、縦線間隔 $= 0.16 \text{ mm}$ の方形を刻線し、切削速度 100 mm/min 、すくい角 30° 、切込み 0.40 mm で二次元切削した。

3. 実験結果および考察

3-1 切削抵抗の変動

表-2, 3, 4, 5に切削抵抗, 切りくず厚さの測定結果とこれにもとづく切削機構に関与

表-2 $\alpha = 30^\circ$ における $F_P, F_Q, t_2, \phi, \tau_s, \sigma_s, \mu, \beta, \gamma$ の値

θ	14°	36.5°	59°	81.5°	104°	126.5°	149°	171.5°
$F_{P_{AG}}$	12.76	24.86	27.06	42.90	16.72	22.22	42.90	37.18
$F_{Q_{AG}}$	6.15	8.40	8.40	14.70	6.90	9.45	7.80	9.75
t_2 (mm)	0.158	0.158	0.164	0.305	0.141	0.148	0.360	0.351
ϕ (deg)	40°46'	40°46'	39°11'	19°48'	45°46'	43°35'	16°29'	16°58'
τ_s (mm)	30.72	72.56	82.49	99.98	40.18	54.98	92.13	79.57
σ_s (mm)	70.68	122.94	124.35	80.16	100.41	127.18	46.53	49.10
μ	1.47	1.12	1.08	1.00	1.30	1.33	0.87	0.99
β (deg)	55°47'	48°15'	47°13'	45°00'	52°26'	54°04'	41°02'	44°43'
γ	1.35	1.35	1.39	2.60	1.26	1.29	3.14	3.05

表-3 $\alpha = 15^\circ$ における $F_P, F_Q, t_2, \phi, \tau_s, \sigma_s, \mu, \beta, \gamma$ の値

θ	14°	36.5°	59°	81.5°	104°	126.5°	149°	171.5°
F_P	23.76	31.46	38.94	50.38	22.44	29.48	56.10	56.10
F_Q	15.75	16.35	17.70	25.35	12.30	15.60	25.35	24.00
t_2	0.181	0.183	0.208	0.465	0.158	0.181	0.445	0.496
ϕ	32°49'	32°27'	28°46'	13°07'	37°10'	32°49'	13°23'	11°58'
τ_s	29.40	79.53	102.76	81.94	52.63	73.66	93.80	86.08
σ_s	117.93	137.35	137.30	68.34	117.56	131.35	72.43	60.53
μ	1.13	0.915	0.82	0.89	0.96	0.93	0.82	0.79
β	48°30'	42°28'	39°22'	41°41'	43°50'	42°56'	39°22'	38°19'
γ	1.87	1.89	2.07	4.26	1.73	1.87	4.18	4.67

表-4 $\alpha = 0^\circ$ における F_P, F_Q の値

θ	14°	36.5°	59°	81.5°	104°	126.5°	149°	171.5°
F_P	86.24	73.04	61.60	80.52	42.24	36.96	61.60	76.64
F_Q	50.10	45.00	35.70	36.30	27.60	24.90	30.60	35.40

表-5 $\alpha = -10^\circ$ における F_P, F_Q の値

θ	14°	36.5°	59°	81.5°	104°	126.5°	149°	171.5°
F_P	87.12	66.88	84.48	66.00	36.96	49.28	69.52	55.44
F_Q	58.20	43.20	47.40	33.00	28.20	38.40	37.20	31.80

θ ; 試料角
 F_P, F_Q ; 切削抵抗の主分力および送り分力 (kg)
 t_2 ; 切りくず厚さ (mm)
 ϕ ; せん断角 (deg)

τ_s, σ_s ; せん断面せん断角および垂直応力 (kg)
 μ ; すくい面摩擦係数
 β ; すくい面摩擦角 (deg)
 γ ; せん断ひずみ

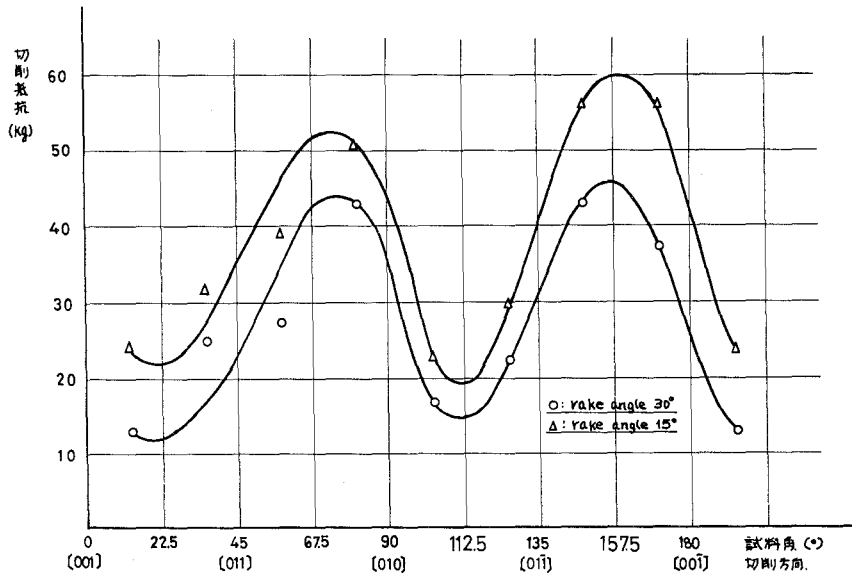
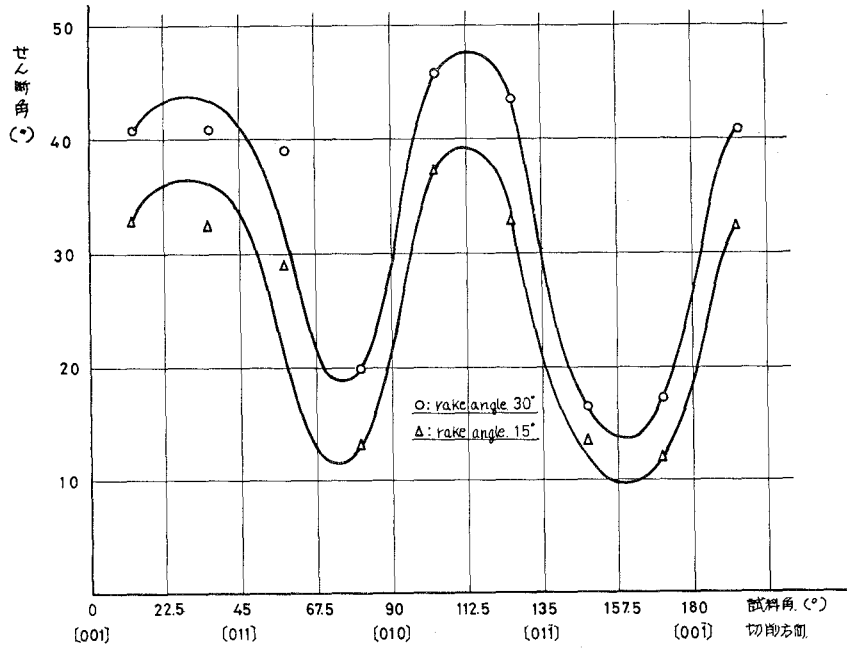
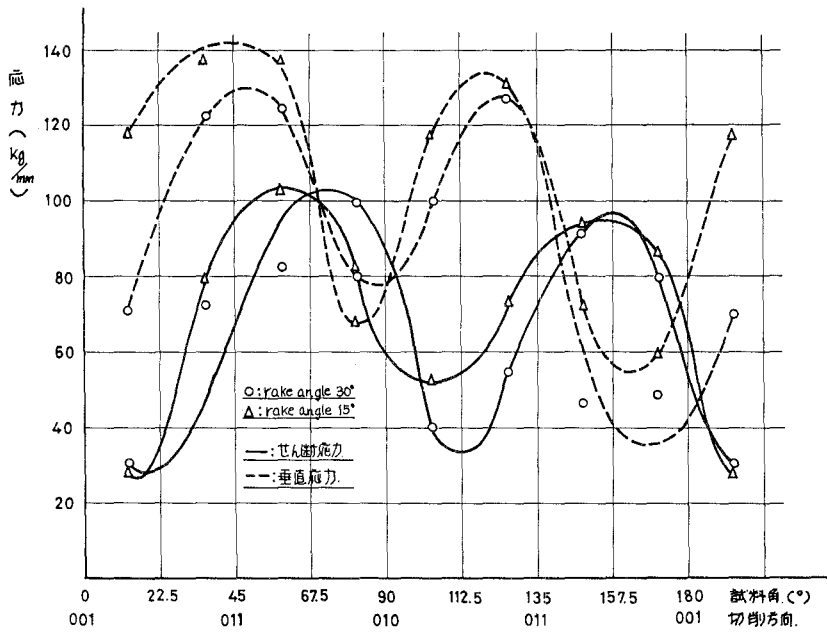


図-4 切削抵抗主分力の変化



図一五 せん断角の変化

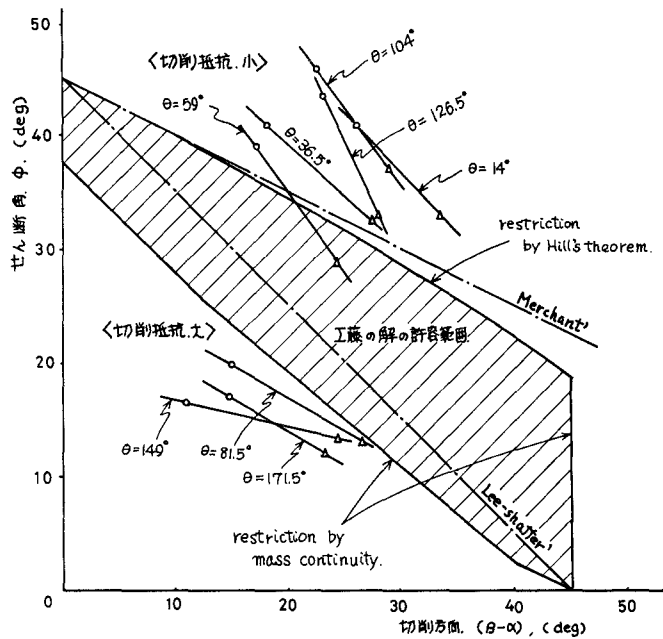


図一六 せん断応力、垂直応力の変化

する諸量を示した。図一4に試料角 θ に対する切削抵抗の変化を示す。これより明らかなように、切削抵抗主成分は θ に対し周期的に変化し、強い結晶方位依存性を示しており、その最大値は最小値の4倍程度である。また、同じ化学組成の多結晶試料の切削抵抗は、粒界の存在にも拘わらず、最大値の6割程度であった。すくい角 α を変化させた場合、 α が小さくなるにしたがい切削抵抗が増大するのは多結晶試料の場合と同様であるが、その変動状態は θ の変化にともない変動し、その周期は 90° よりむしろ 180° とみるべきであろう。 $\theta=22.5^\circ, 112.5^\circ$ で最小値、その中間で最大値を示した。

図一5, 6にせん断角 ϕ およびせん断応力、垂直応力の変化を示す。図から明らかなようにこれらの量は試料角 θ により大きく変動している。切削抵抗最大を示す θ においてせん断角 ϕ は最小値となり、これとは逆に切削抵抗最小を示す θ で最大値を示し、 ϕ の変化率はすくい角が大きくなるほど大きい。

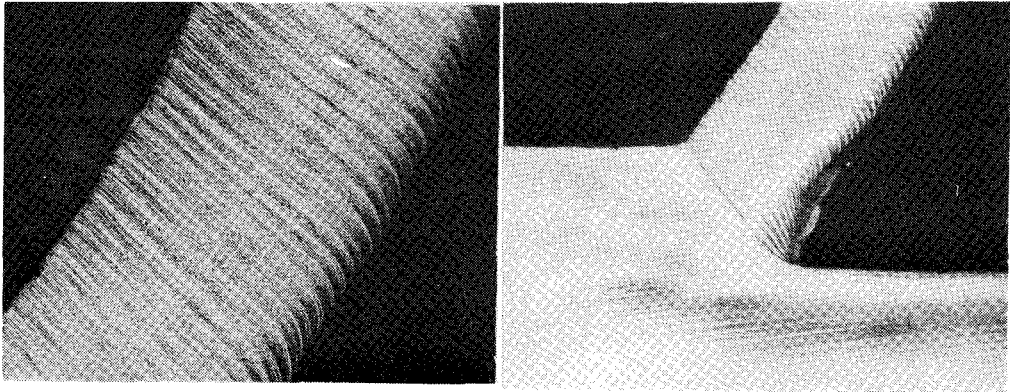
図一7にせん断角 ϕ と $(\beta - \alpha)$ (β ; すくい面摩擦角) の関係を示した。同図中一点鎖線は Merchant の切削方程式; $2\phi + \beta - \alpha = 90^\circ$ と Lee-Shaffer の切削方程式; $\phi + \beta - \alpha = 45^\circ$ を示し、斜線部はすべり線場の解法による工藤の解³⁾の許容範囲を示す。測定値はこれらの切削方程式および許容範囲からはずれているが、 θ をパラメーターとして整理すると、切削抵抗の小なる場合は Merchant の解の上側領域にあり、大なる場合は工藤の許容解の下側に存在して



図一7 ϕ と $(\beta - \alpha)$ の関係

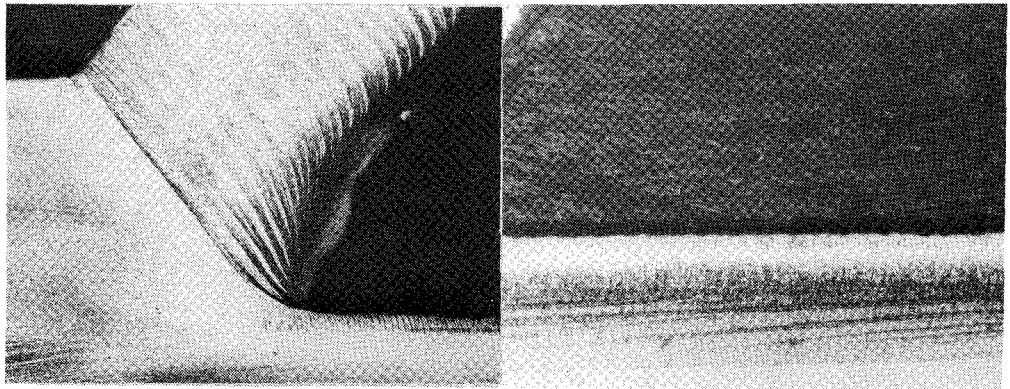
いる。このことから切りくず生成の塑性条件式として ϕ と $(\beta - \alpha)$ の関係を求めようとするとき、異方性材料においては切削方向と異方性主軸の関係を明らかにした上論じなければならないことがわかる。

図一8, 9に $\theta=112.5^\circ, 157.5^\circ$ におけるすべり線の trace と転位の分布を示した。bcc 金属には3種類の代表的なすべり面が存在することが知られている。図一8では異なったすべり線が2種類観察されるが、濃淡の強いすべり線の方が優先的に切りくず生成に関与していると思



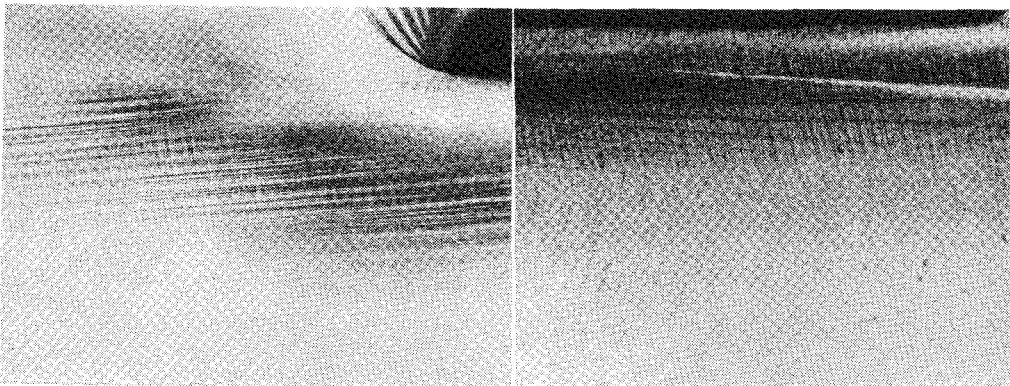
(a)切りくずに生ずる転位 (×75)

(b)下部に強い主すべり線がみえる (×37.5)



(c)転位ピットによるすくい面
摩擦効果とせん断面 (×75)

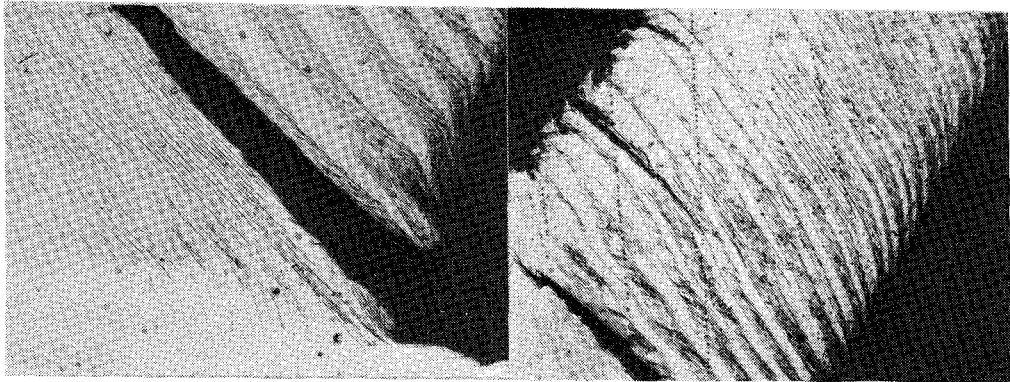
(d)新切削面に生ずるすべり線 (×75)



(e)主すべり線の拡大 (×15°)

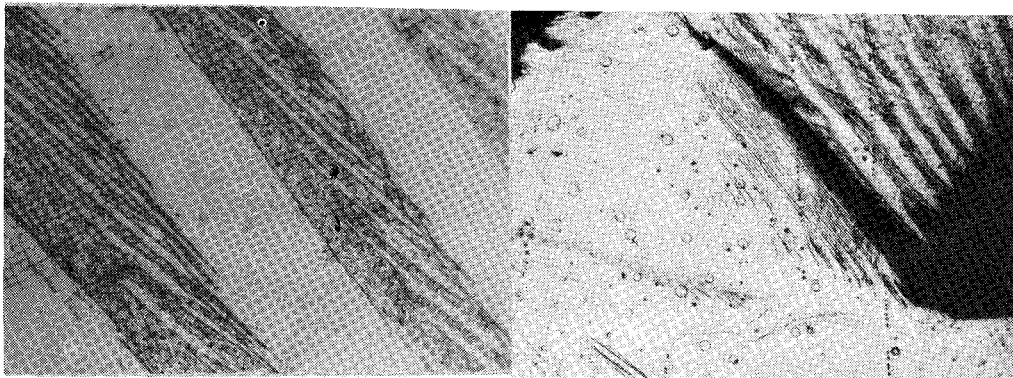
(f)未切削部分に生ずるすべり (×75)

図一8 $\theta=112.5^\circ$ におけるすべりと転位

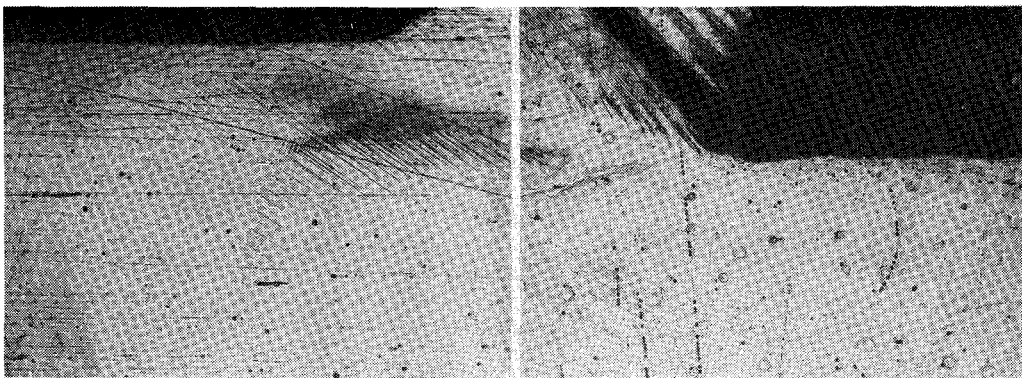


(a)せん断領域における転位の集積 (×50)

(b)切りくずに生じる転位 (×37.5)

(c)(a)の拡大 (×100)
変形帯 (黒い縞部分) は極端な方位の違いを示す

(d)せん断領域におけるすべり線と転位 (×37.5)



(e)未切削部に生じるすべり線 (×37.5)

(f)切削部に生じる wavy slip と二重すべり (×37.5)

図一 9 $\theta=157.5^\circ$ におけるすべりと転位

われる。それゆえ濃淡の強いすべり線についてその方位を測定した結果、 $\theta=112.5^\circ$ では $\{110\}$ 面であることがわかった。このことから $\theta=112.5^\circ$ においては $\{110\}$ 面が強い優先性を示し、それ以外のすべり面は切りくず生成機構に関与していないと考えられる。また、 $\theta=157.5^\circ$ の場合、2, 3種類のすべり面が濃淡から推定して同程度の強さであるといえよう。それらのすべり面は $\{110\}$ および $\{112\}$ 面であることがわかった。これより切削抵抗の大きい場合は関与するすべりに強い優先性が存在せず、図-9から明らかのように複雑なすべり機構をな

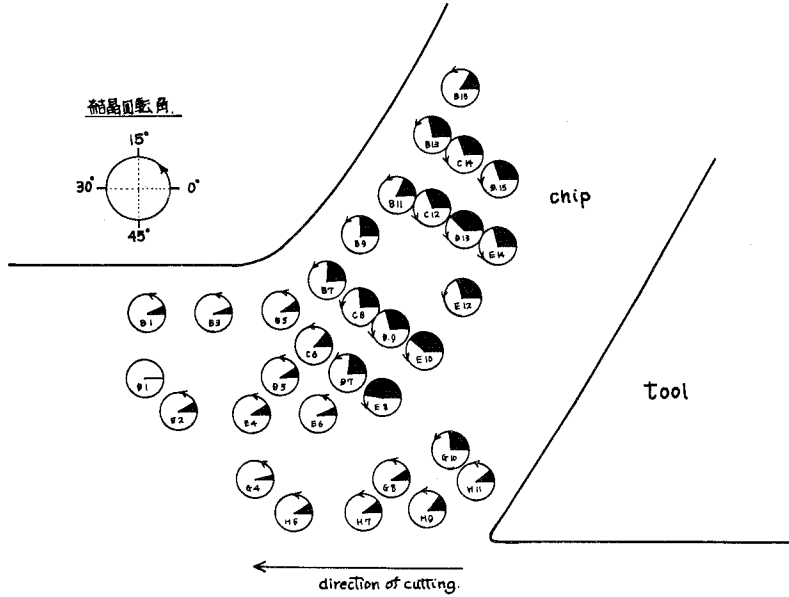


図-10 $\theta=112.5^\circ$ におけるせん断面近傍の結晶回転

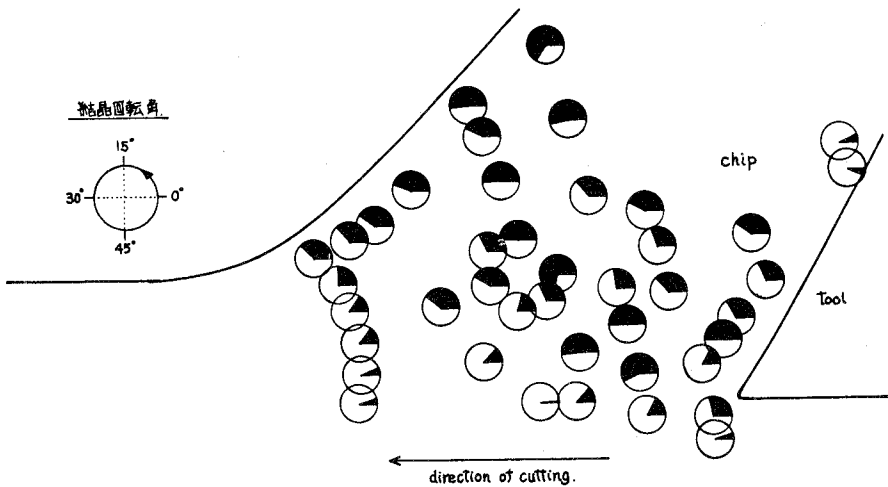


図-11 $\theta=157.5^\circ$ におけるせん断面近傍の結晶回転

している。

特徴的な切削抵抗を示した結晶方位について結晶回転を測定した。図—10, 11に $\theta=112.5^\circ$, 157.5° における matrix を基準とした結晶の回転を示した。切削における切りくず生成機構は塑性変形機構であり、この結晶回転角は、すくい面から切りくずが離脱するまでは結晶回転はせん断面での変形による結晶の剛体回転はわずかにしか含まないと仮定し、結晶がすべり変形する場合選択すべりを行うため、切削側面すなわち $\{210\}$ 面の面法線に関する回転になると考えてよい。図—10 と図—11 とを比較すると切削抵抗の大きい場合は、低い切削抵抗に比べて回転が大きくなっていることがわかる。このことから $\theta=157.5^\circ$ においては優先的なすべりが存在しないといえよう。また、 $\theta=157.5^\circ$ の場合、結晶回転の度合とその分布に多くのむらが見られる。このことは関与するすべりが局部に変化していることを示していると考えられる。

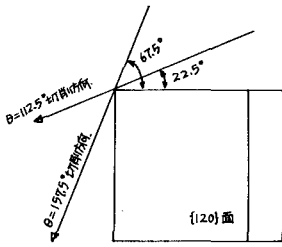
以上の測定および観察結果から切削抵抗の変化を結晶方位のちがいによってすべり挙動が異なるためと考える。bcc 金属のすべり面は、 $\{110\}$, $\{112\}$, $\{123\}$ 面の3種類である。本実験試料の切削抵抗最小である $\theta=112.5^\circ$ では切りくず生成機構には $\{110\}$ のみが作動し、また切削抵抗最大である $\theta=157.5^\circ$ では関与するすべりに優先性が乏しく、 $\{110\}$ および $\{112\}$ 面が同程度関与し、その変形機構が複雑であることを明らかにした。

変形に関与するすべり系が単純であればあるほど、その系の作動の優先性が強く、切削抵抗は小さい。試料側面は $\{210\}$ 面で、切りくず生成機構に関与するすべり面は主として $\{110\}$ 面である。 $\{110\}$ 面のすべり系は方向をも含めると12種類存在するが、切削方向は試料角 θ が決まると一定であるので、すべり変形の容易さは6種のすべり面によってのみ定まる。いま、すべり変形の難易度についてつぎのように考える。

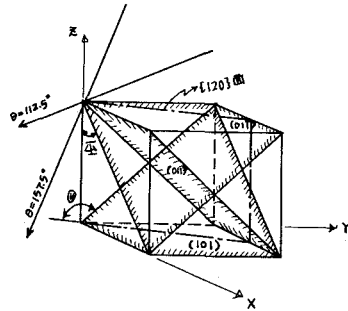
すべり面のすべり変形は最大応力説の立場に立つと、切削方向を変形荷重方向とみなした場合、切削方向と6種類の $\{110\}$ 面のなす角度が $\Theta=45^\circ$ のとき容易におけると考えられる。ここで Θ は本来変形荷重方向と $\{110\}$ 面のなす、試料側面法線に関する角度である。また、 $0^\circ < \Theta < 90^\circ$ の範囲に2つ以上の $\{110\}$ 面が存在するときは、 $\Theta=45^\circ$ からはずれる度合でそのすべり面の作動容易さが決定し、つぎに切削方向に垂直な平面における個々の $\{110\}$ 面の試料面法線となす角の大小によって決定すると考えられる。そのとき結晶は $\Theta=45^\circ$ に近づくように回転をおこすと考えられる。

$0^\circ < \Theta < 90^\circ$ に $\{110\}$ 面が一つしか存在しないときはその $\{110\}$ 面だけが優先的に作動し、切削抵抗は小さくなる。 $0^\circ < \Theta < 90^\circ$ に $\{110\}$ 面が存在しない場合は、 $\{112\}$, $\{123\}$ 面などの他のすべり面がすべりに関与し始め、多重すべり等をおこし切削抵抗が大きくなると考えられる。

図—12は結晶方位ピットを用いて平面的に表した切削試料に対する $\theta=112.5^\circ$, $\theta=157.5^\circ$ の切削方向である。また、図—13に cube を用いた各切削方向に対する個々の $\{110\}$ 面の位置を



図—12 方位ビットにおける切削方向

図—13 切削方向と $\{110\}$ 面の位置

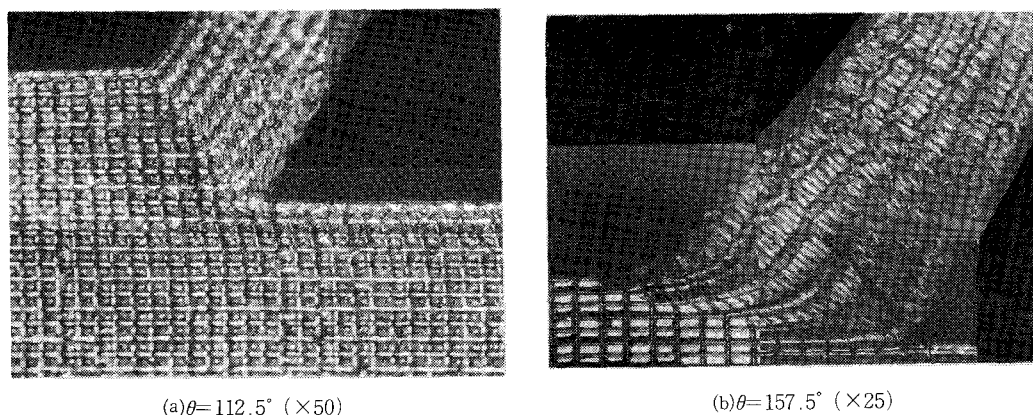
示す。上述の考え方により切削抵抗の変動を以下に検討した。

i. $\theta=112.5^\circ$ の場合 $0^\circ < \Theta < 90^\circ$ に存在する $\{110\}$ 面は (011) , $(\bar{1}01)$, (101) の 3 種類であるが、このうち $(\bar{1}01)$, (101) は試料側面法線からの傾き角 ϕ が大きく、すべりに関与しない。たとえ作動したとしても side-flow をおこす原因と考えられる。また、 (011) 面と切削方向のなす角度は $22.5^\circ + 45^\circ = 67.5^\circ$ となり、 (011) 面が優先的にすべり切削抵抗は小さくなる。それゆえせん断面近傍では $67.5^\circ - 45^\circ = 22.5^\circ$ だけ反時計方向に結晶回転しなければならない。このことは図—11 におけるせん断面近傍での平均的結晶回転角 20° とよく一致する。

ii. $\theta=157.5^\circ$ の場合 $0^\circ < \Theta < 90^\circ$ にある $\{110\}$ 面は、 $(01\bar{1})$, (101) , $(\bar{1}01)$ の 3 種類あるが、このうち (101) , $(\bar{1}01)$ 面は試料側面法線からの傾きが大きく、たとえすべりがおこったとしても side-flow となるであろう。それゆえ可能なすべり面は $(01\bar{1})$ 面のみであり、この面の切削方向に対する傾きは $\Theta = 67.5^\circ + 90^\circ + 45^\circ - 180^\circ = 22.5^\circ$ となり、 $\theta=112.5^\circ$ の場合と同様すべり易いという結果になり、図—11 の結晶回転は説明できない。

上述の切削方向を変形荷重方向とした考え方では切削抵抗大なる場合に現象を説明できない。そこですくい面に垂直な方向を変形荷重方向として検討してみる。 $\theta=112.5^\circ$ では、 $0^\circ < \Theta < 90^\circ$ の範囲に (011) , $(\bar{1}01)$, (101) 面の 3 種類が存在する。このうち (101) , (101) 面は前述の理由により除外され $(01\bar{1})$ 面が優先的なすべりをおこすと考えられる。さて、 (011) 面と変形荷重方向のなす角は $\Theta = 45^\circ - (30^\circ - 22.5^\circ) = 37.5^\circ$ となり強い優先性を持ち、切削抵抗が最小となると考えられる。

つぎに $\theta=157.5^\circ$ では $0^\circ < \Theta < 90^\circ$ の範囲に (011) , $(\bar{1}01)$, (101) 面の 3 種類が存在する。このうち (010) , $(\bar{1}01)$ 面は前述した理由により除外され、 (011) 面のみがすべり可能である。しかし、 (011) 面と変形荷重方向のなす角度は $\Theta = 37.5^\circ + 45^\circ = 82.5^\circ$ と大きく $\theta=112.5^\circ$ に比べてすべりにくいことがわかる。また、 (011) 面がすべりにくいということは他のすべり面が作動する度合も大きくなることを示し、double slip を生じている説明にもなる。この場合、 (011) 面がすべると仮定したときの回転角 $82.5^\circ - 45^\circ = 37.5^\circ$ となり、せん断面近傍での平均的結晶回転 35° とも比較的一致する。



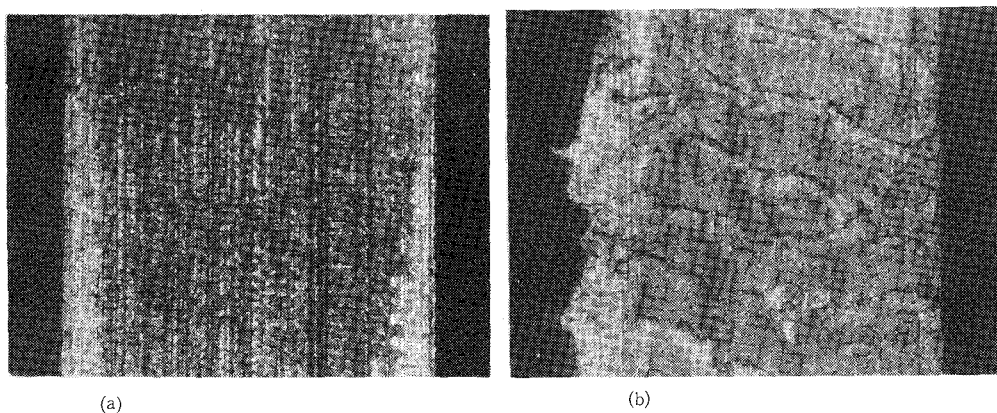
図一14 格子変形状態

以上のように、単結晶の場合、切削抵抗の変化の原因としては、すべり機構の単純さ、もしくは作動するすべり面の数によると考えられる。また、変形に関与するすべり系の数は、切削方向よりむしろすくい面に垂直な変形荷重方向と主すべり面とのなす角度によるものと考えられる。

3-2 visioplasticity法による切りくず生成過程の解析

図一14に格子線変形状態を示す。図14-(a)は試料角 $\theta=112.5^\circ$ の場合で、せん断角は 50° となり、その切削機構は流れ型で塑性域は極端に狭く、せん断面切削模型が成立すると考えられる。これに対して試料角 $\theta=157.5^\circ$ ではせん断角は 12° で極端に小さな切削状態になっている。このような切りくず生成の例としては、多結晶材料の場合一般にむしろ型の切削状態において実現し易い。せん断面における塑性変形領域は大きな広がりを示している。

・図一15に試料角 $\theta=112.5^\circ$ (a)、 $\theta=157.5^\circ$ (b)の場合の切削面の状態を示した。同図から明らかに $\theta=157.5^\circ$ ではむしろ型に近い切削状態を示している。



図一15 切削面の状態

図-14の格子線変形写真をもととして、各流線に沿って格子点の座標を決定し、ひずみ速度の分布およびせん断ひずみの分布を求めた。 $\theta=112.5^\circ$ (a)、 $\theta=157.5^\circ$ (b)における格子点変位を図-16に示した。これより $\theta=112.5^\circ$ の方が $\theta=157.5^\circ$ に比べ切りくず流出速度が大きく、その分だけせん断速度が小さいことがわかる。

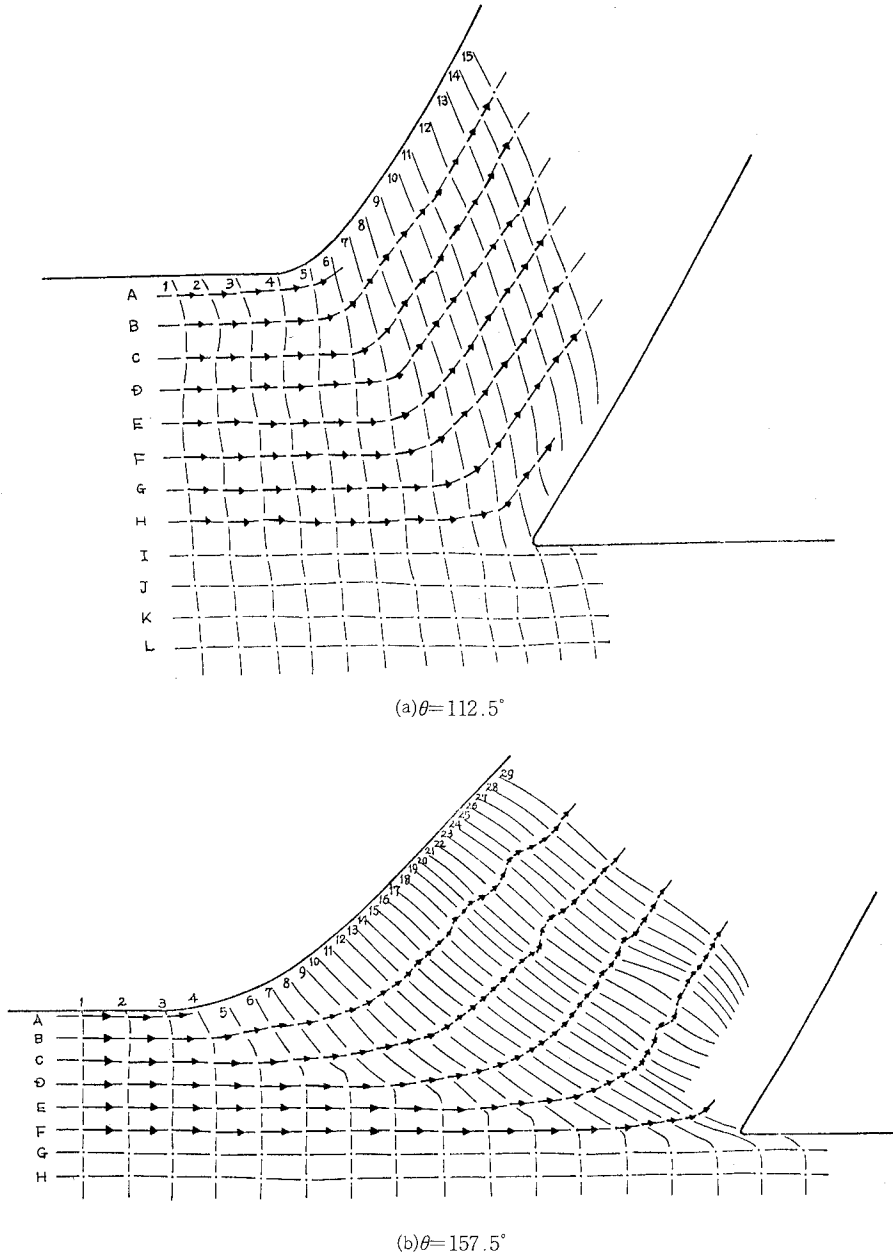
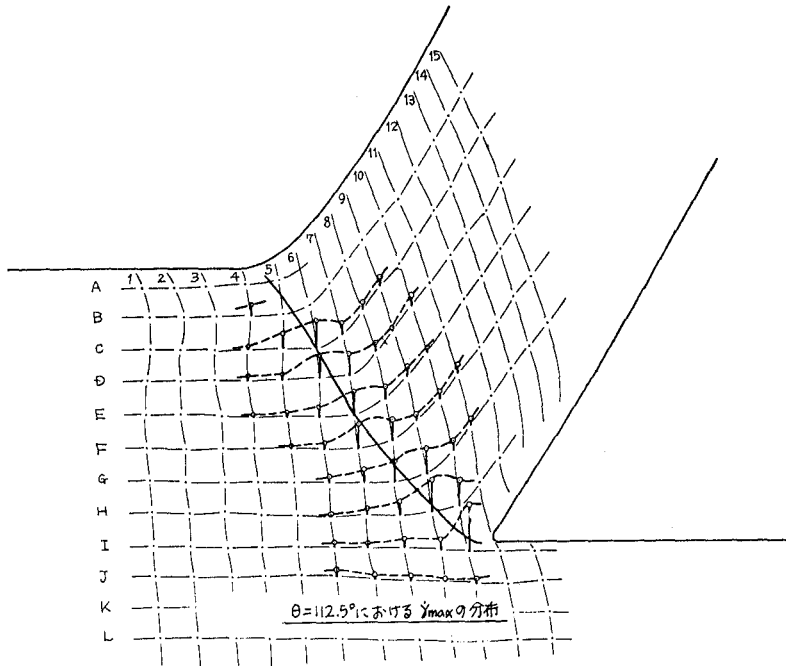
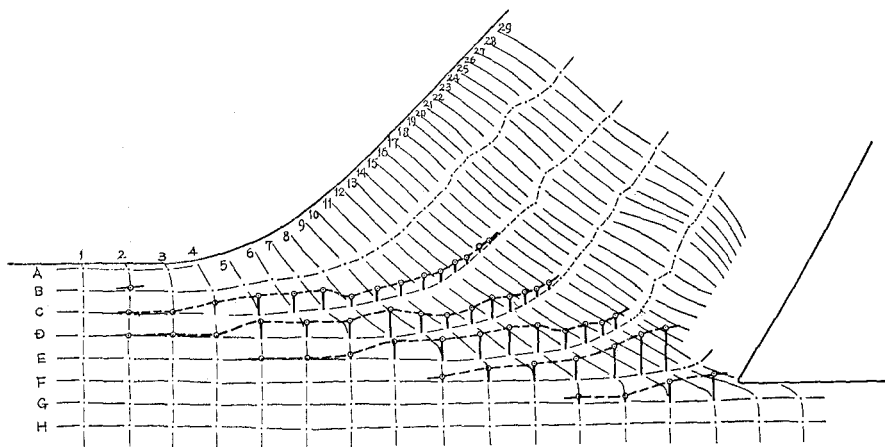


図-16 格子点の変位分布（工具静止、被削材移動）

図一17(a), (b)に最大せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}_{max}$ の分布を示した。これにより $\theta=112.5^\circ$ では $\dot{\gamma}_{max}$ の各流線における最大値を結ぶことによりせん断面が得られるが, $\theta=157.5^\circ$ ではせん断面模型は成り立たず, 広がりをもったせん断領域での切りくず生成を考えるべきである。

以上のことから, 切削抵抗最小を示す試料角 $\theta=112.5^\circ$ の場合にはせん断面切削模型がよく成り立ち, 図一16(a)の最大せん断ひずみ速度の分布にもよく一致する。これに対し切削抵抗最

(a) $\theta=112.5^\circ$ (b) $\theta=157.5^\circ$

図一17 最大せん断ひずみ速度の分布

大を示す $\theta=157.5^\circ$ では塑性域がかなり広く、せん断面切削模型が成り立たない。それゆえ、せん断角は一義的に決定することができず、その応力分布は加工硬化を考慮したすべり線にもとづいて求められなければならない。

つぎに、選択方位をとるために生ずると思われる結晶の回転は変位、ひずみの分布とはよく一致するものの、結晶回転角と変位およびせん断ひずみの大きさとは規則的な関係は認められないと考えられる。それゆえ、結晶回転は作用する応力の度合よりも、3-1で論じたように変形荷重の方向、すなわち応力の方向によって決定されることができると考えることができる。

4 結 論

{210} 面方位を側面とする Fe-Si 合金単結晶を、 $\langle 100 \rangle$ 方向を基準とした切削方向とのなす角 θ を順次変化させて二次元乾式切削を行い、切削抵抗、せん断角等を測定した。それらの結果を要約すればつぎのとおりである。

1. 切削抵抗主成分力は試料角 θ によって周期的に変化し、 $\theta=22.5^\circ$ 、 112.5° で極小値を、その中間で極大値を示す。
2. せん断角 ϕ も同様に周期的に変化し、切削抵抗が、極大値をとるときは極小値に、切削抵抗が極小値をとるときは極大値になる。
3. ϕ と $(\beta-\alpha)$ の関係は Merchant および Lee-Shaffer の式からずれており、工藤のすべり線場による解の許容範囲にも存在しない。切削抵抗が小さいときは許容範囲の上限より上に存在し、切削抵抗が小さいときは許容範囲の下限より下に存在している。しかし、本実験値はほぼ θ をパラメーターとして表すことができる。
4. viscoplasticity 法を切削抵抗の最小である $\theta=112.5^\circ$ と最大である $\theta=157.5^\circ$ に適用した結果、 $\theta=112.5^\circ$ では塑性域が狭く、典型的に単純せん断模型が成り立ち、 $\theta=157.5^\circ$ の場合塑性域は広く単純せん断模型は成り立たない。
5. 方位マイクロ・ピット法で結晶の回転角を測定した結果、変位、ひずみの分布および大きさと、回転角との間には定量的な関係は成り立たず、回転角は応力の方向によって決定されることが考えられる。
6. 1. ~ 5. を考察することにより、切削抵抗の変化は主としてすべり変形機構の差異によって生ずると考えることができる。すべり機構が単純であれば切削抵抗は小さくその逆も成り立つ。

[謝辞] 本研究の実験に協力された安岡秀憲氏に感謝する。

(昭和53年5月20日受理)

文 献

- 1) 昭和 46 年度精機学会春季大会学術講演会前刷 p. 61
- 2) 昭和 47 年度精機学会春季大会学術講演会前刷 p. 99
- 3) H.Kudo : Some New Slip-Line Solution for Two Dimensional Steady-State Machining, Int. J. Mech. Sci., 7 (1965), 43

教官学術研究発表集録

(昭和52. 4. 1 ~ 53. 3. 31)

金属工学科

桃野正也 井川克也	非共晶組成合金の整列組織成長について	日本金属学会誌	41(1977-5)p.498
田中雄一 井川克也	フェライト・パーライト微細混合組織球状黒鉛鑄鉄の疲労特性	鑄物	49(1977-7)p.424
Y. Tanaka K. Ikawa	Grain Refining Heat Treatment of Spheroidal Graphite Cast Iron and its Mechanical Properties	Preprint of 44th International Foundry Congress	(1977-9) p.51
井川克也 田中雄一	鑄鉄の機械的性質の展望とその強靱化	鑄鍛造	(1977-8) p. 3
桃野正也 井川克也	ローレンツ力 ^{ろーれんつりき} によって制御された対流の流動速度と鑄塊組織の関係	軽金属	27(1977-11)p.560
		第52会軽金属学会	1977-5-10
		金属・鉄鋼北海道支部春季大会	1977-6-3
Y. Tanaka K. Ikawa	Official Exchange Paper for the 44th International Foundry Congress at Firenze, Italy.	鑄物	49(1977-12)p.719
井川克也	鑄鉄組織の考え方	鑄鍛造	(1978-2) p. 1
井川克也 桃野正	凝固時の流動と鑄塊組織	日本金属学会第IV総合分科シンポジウム子稿	(1978-2) p. 5
桃野正也 井川克也	銅多結晶および単結晶の固相接合界面の挙動	日本金属学会誌	42(1978-3)p.211
井川克也 桃野正一 石土佐岡政洋	Al-Zn系合金の一方凝固組織	第91回日本鑄物協会大会	1977-5-29
藤原幹男 山崎秀広 井川克也	オーステナイト基地耐食球状黒鉛鑄鉄	日本鑄物協会北海道支部大会	1977-6-26
		第53回軽金属学会	1977-11-8
桃野正也 井川克也	結晶微細化剤の効果に及ぼす溶湯流動の影響	金属・鉄鋼北海道支部秋季大会	1977-11-11
片山博	ピクロクロマイト (MgCr ₂ O ₄) の炭素還元反応	日本金属学会誌	41 (1977), p.427

片山博	クロム系酸化物の固相領域における還元	日本金属学会会報 16 (1977), p.851	
片山博	酸化クロムペレットの水素還元	日本金属学会春期大会	52. 4. 4
片山博 田中章彦	酸化クロムペレットの水素還元速度に及ぼす空孔構造の影響	鉄鋼協会, 金属学会 両北海道支部合同春期大会	52. 6. 2
片山博 徳田昌則	合成クロマイトの炭素還元速度に及ぼす反応ガス圧の影響	日本金属学会秋期大会	52.10. 2
上出英彦	H ₂ SO ₄ -NaCl 溶液中における304鋼の粒内応力腐食割れと誘起マルテンサイト	鉄鋼協会応力腐食割れ部会	52. 4. 7
H. Kamide H. Sugawara	Effect of Prestrain on Stress Corrosion Cracking of Type 304 Steel by Means of Constant Total Strain Method.	ASTM. Symposium	52. 5. 4
上出英彦 菅原英夫	H ₂ SO ₄ -NaCl 溶液中での18-8鋼の応力腐食割れにおける加工誘起マルテンサイトの役割	日本金属学会誌	41(1977) 528
上出英彦 菅原英夫	H ₂ SO ₄ -NaCl 溶液中における18-8鋼の動および静歪下のアノード電流挙動	防食技術	26(1977) 361
上滝菅原英彦 菅原英夫	18-8鋼の応力腐食割れにおよぼす水素吸蔵の影響	日本金属学会	52.10. 3
上滝菅原英彦 菅原英夫	18-8鋼の応力腐食割れにおよぼす水素吸蔵の影響	日本鉄鋼協会, 日本金属学会 両北海道支部合同講演会	52.11.10
坂上菅原博英彦 菅原英夫	応力腐食割れ条件下の応力緩和挙動	第13回腐食防食研究会	53. 1.14
三能川菅原俊平 三能川菅原俊平	La-Ni 系の水素吸蔵におよぼすCrの影響	日本金属学会 春期大会	1977. 4. 5
三菅原田本利一	炭素鋼の焼戻熱処理と腐食疲労寿命の関係	腐食防食協会 春期学術講演大会	1977. 5.13
菅原英夫 菅原英彦	水素貯蔵用材料に関する研究	特定研究・クリーンエネルギーの製造と貯蔵に関する研究・研究発表会	1977. 9. 8
能和三菅原暁彦 三菅原俊平	La-Ni, La-Ni-Cr, La-Ni-Fe 系合金の水素吸蔵・脱蔵特性	日本金属学会 北海道支部秋期大会	1977. 11.11
三沢俊平	水溶液中における酸化鉄, オキシ水酸化鉄の生成機構	日本分析化学会北海道支部公開セミナー	1977. 11.18
原田正平 三菅原俊平	高ニッケル合金の純水およびカ性ソーダ溶液中の腐食疲労	第13回北海道腐食防食研究会	1978. 1.14

T. Misawa	The Corrosion Fatigue and Stress Corrosion Cracking of α -Brass in Ammoniacal Solutions	Corrosion Science 18 (1978), 199	March, 1978
三 沢 俊 平	赤外線吸収スペクトル	実験技術集・金属の 化学的測定法II・日 本金属学会(分担執 筆)	1978. 3

電 気 系 (電気工学科, 電子工学科, 二部電気工学科,
附属情報処理教育センター)

松 田 敏 彦 斎 藤 宏	直流機の無火花帯移動について	昭和52年電気学会 全国大会講演論文集	52. 7. 29
松 田 敏 彦 松 島 由 太 郎 内 藤 正 本 一	直流機無火花帯の一解析法	同 上	52. 7. 29
松 田 敏 彦 松 島 由 太 郎 藤 原 一	温度によるブラシV-I特性	第4回炭素材料学会 年会予稿集	52.12. 9
松 田 敏 彦 斎 藤 宏	直流機の過渡時整流特性の一計算	昭和52年電気四学会 北海道支部連合大会 講演論文集	52.10. 8
松 田 敏 彦 松 島 由 太 郎 内 藤 正 本 一	ブラシ接触電圧特性を考慮した直流機の無火花帯 理論	電気学会論文誌 Vol.97-B, No. 6	52. 6

ブラシ接触電圧特性を考慮した直流機無火花帯理論

概 要

本論文は、直流機の無火花帯を計算予測する理論と数値解析法に進展と実用化を与えたものである。既往の理論の不備は炭素ブラシ接触電圧特性表現式にあると推測し、ブラシ接触電圧動特性の詳細な実験を行い整流の基礎微分方程式に修正を加えた。この整流方程式を基礎に従来の無火花帯理論に全面的修正を加え、無火花帯の電機子電流による狭まり特性、無火花帯が消滅する電機子電流値など従来不明であった性質を明らかにした。その結果、無火花帯の算定を初めて可能なものとし、整流試験機により計算結果と実測結果とを比較し、理論及び計算法の検証を行い良い結果を得ている。

織 笠 桂 太 郎 太 田 圭 一	固体粒子、雪片などの衝突による帯電とイオンの 発生	1977年日本気象学会 秋期大会講演予稿集	52.10
織 笠 桂 太 郎 片 山 誠	大気中のエアロゾル濃度の電気的観測	1977年日本気象学会 秋期大会講演予稿集	52.10
織 笠 桂 太 郎	冬期積乱雲・雷雲下の地表電場と大気イオン濃度 の挙動	大気電気研究第19号 (昭和53年5月)	52.12
近 藤 修	周波数急変時の同期電動機の動特性 I 近似過渡特性	電気学会全国大会講 演論文集	52. 7
奥 寺 祐 直 山 崎 修 修 近 藤 修 協 大 窪	限界故障時間の一計算法	電気学会全国大会講 演論文集	52. 7

奥近大	寺藤窪	祐直修協	限界故障時間の改良簡易計算法	電気四学会北海道支部連合大会講演論文集	52.10
近藤	藤修		周波数急変時の同期電動機の動特性II 過渡トルクと近似動揺方程式	電気四学会北海道支部連合大会講演論文集	52.10
藤杉北	田岡村	祐二 一正一郎	DUET 学習システムにおける CRT ディスプレイ 用入出力パターンの実時間作成	電子通信学会教育技術研究会資料 (ET・77-5)	52. 9. 2
杉北藤	岡村田	一正一郎 祐二	DUET システムによる回路理論の教育例	電子通信学会教育技術研究会資料 (ET 77-7)	52.10.29
藤杉北	田岡村	祐二 一正一郎	キャラクタディスプレイ用データ入出力汎用プログラムについて	電気四学会北海道支部連合大会講演論文集	52.10. 7
大杉北	住岡村	慎二 一正一郎	キャラクタディスプレイを用いたプログラム作成 登録システムにおける応答時間	同 上	同上
西渡南野原	田辺條村	誠謙 淳進	蒸気圧制御温度差法による InP の液相成長	電気学会全国大会論文集	52. 7.30
山橋馬南野原	田本場條村	進雄 幸正淳進	FeS ₂ の電気伝導	電気四学会北海道支部連合大会講演論文集	52.10. 7
渡西南野原	辺田條村	謙誠 淳進	CVD 法による CdS 薄膜の作成	同 上	同上
茂東南野原	木條村	健寛 淳進	シリコン陽極酸化膜の C-V 特性と電界液中の含水量との関係	同 上	同上
小椋南野原	山原條村	聡則 義淳進	Si 陽極酸化膜及び熱酸化膜の CF ₄ ガスプラズマエッチング	同 上	同上
栗斉菊南野原	田藤池條村	典雅 淳進	n-TiO ₂ /水溶液/Pt系における水の光増感酸化による水素発生と n-TiO ₂ の比抵抗の影響	同 上	同上

栗相南野原	田原條村進	典修淳進	明二滋一	TiO ₂ 膜による水の光増感酸化による水素発生	同上	同上
森南野原	田條村進	孝淳進	夫二滋一	N型シリコンの陽極酸化における光照射の効果と発光現象	電気化学および工業物理化学, 45, 11, p.704 (1977)	52.11
南東茂野原	條木村進	淳寛健進	二保二滋一	シリコン陽極酸化膜の界面単位密度に及ぼす溶液中の水の効果	電気化学協会北海道支部	53. 1.13
菊斉栗南野原	池藤田條村進	雅典淳進	裕之明二滋一	TiO ₂ 薄膜による水の光増感酸化による水素発生	同上	同上
熊谷	幸雄			冗長な記銘による連想読出し	電子通信学会論文誌 (A), Vol 61, No. 1, (1978)p.76~77	
上田	勇治			単結晶 Ni 電着薄膜の構造と磁性	電気化学協会 (43回大会)	52. 4
上田	勇治			Ni 電着薄膜の内部応力に及ぼす基板単結晶の格子定数の影響	同上	同上
Y. Ueda and M. Sato				Magnetic anisotropy in single-crystal nickel films electrodeposited on a (110) copper-nickel crystal surface	J. Appl. Phys. Vol. 47 3380	1977. 7
上田	勇治			単結晶 Ni 電着薄膜の磁気異方性	電気四学会北海道支部会	52.10
上田	勇治			電着単結晶薄膜の結晶生長に及ぼす浴 pH の影響	電気化学北海道支部会	53. 1
上田	勇治			電着単結晶薄膜の磁性に及ぼす浴 pH の影響	同上	同上
上田	勇治			Ni 単結晶電着薄膜の磁気異方性に及ぼす pH の影響	応用物理25回全国大会	53. 3
坂口松浦	威二			降雨減衰特性の理論と実験との比較 —累積値の場合—	電気四学会北海道支部連合大会	52.10. 8
松坂	浦口	威二		降雨減衰特性の理論と実験との比較 —20GHz帯から40GHz帯まで—	同上	同上

化学系 (工業化学科, 化学工学科, 一般教養化学)

小松藤男	省資源時代の材料について 夏季ゼミナール講演 (プラスチックの再利用と, 高炉スラッグと プラスチックとの複合材料の利用)	日本化学会北海道支 部窯業協会, 高分子 学会北海道支部共催	52. 8. 26
小松藤男 荒谷男修	高炉スラッグの再利用 (2) 変性ポリエチレンと 高炉スラッグ副成分Kによる複合材料化への粘弾 性的研究	化学系学協会連合東 北地方大会	52. 10. 3
加納久雄 高蒲隆明	担持銀触媒における銀の分散度とエチレン酸化活 性・選択性	昭和52年度触媒研究 発表会	52. 10. 9
葛上蒲道明 加納芳久	ポリエチレンのガス化分解 (第6報) 固体塩基水 素化触媒によるガス化分解	昭和52年度触媒研究 発表会	52. 10. 8
室中住正 湯村精光	同位体希釈質量分析法による極地雪氷中の鉛の定 量	分析化学	26巻 (1977) 626~629
吉田由利子 室住正世	原子吸光法による水銀の定量	分析化学	26巻 (1977) 789~794
吉田由利子 室住正世	みずほ氷床の水銀の立体分布	国立極地研究所南極 資料	59号 (1977) 26~29
室中住正 加藤拓紀 五十嵐志行 坪田博	同位体希釈電離質量分析法によるカドミウム の定量	日本化学会誌	2号 (1978) 226~231
M. Murozumi S. Nakamura Y. Yoshida	Chemical Constituents in the Surface Snow in Mizuho Plateau, Antarctica	Memoirs of National Institute of Polar Research	No. 7 (1977) 255~263
M. Murozumi S. Nakamura M. Yuasa H. Mitobe T. Igarashi	Determination of Copper, Cadmium, Lead and Barium in Central Pacific Water by Isotope Dilution Mass Spectrometry	Congress of International Union of Pure and Applied Chemistry	1977. 9. 4
室住正世	堀部純男編 環境科学としての海洋学	東京大学出版会	
安孫子勤也 鳥居鉄也	南極昭和基地における大気中窒素酸化物 (No _x) の連続測定 (英文)	南極資料 No. 58	1977. 3. 30
岩島清彦 藤田昌子 安孫子登	昭和基地周辺の微量元素の分布 (1) 大気中の粒子状ヒ素含量	南極資料 No. 59	1977. 8. 30
綿拔彦 鳥居鉄也 村山治 界林順 佐野方 安孫子勤	南極湖沼の地議化学的特徴	南極資料 No. 59	1977. 8. 30

1977年有珠山噴 火地球化学研究 グループ	1977年有珠山噴火直後の地下水、温泉水および火 山灰の地球化学的研究	火山第2集22巻第4 号	1977. 11.22
安孫子 勤	登別温泉における最近の化学成分の変化	日本地球化学会	1977. 10.20
安孫子 勤 (他5名)	1977年有珠山噴火前後における洞爺湖温泉および 壮瞥温泉の主要化学成分の変化	日本化学会北海道支 部1978冬季研究発表 会	1978. 2.3
石井 秀樹 三浦 潤一郎 渡辺 寛人	非イオン性界面活性剤を抽出溶媒とする1- (2-チアゾリルアゾ)-2-ナフトールによる ニッケルの抽出	分析化学	1977. 4
渡辺 寛人 田中 裕晃	キシリジブルーIと非イオン性界面活性剤を用 いるマグネシウムの二波長吸光度定量	分析化学	1977. 9
渡辺 寛人 田中 裕晃	非イオン性及び陽イオン性界面活性剤を用いるキ シリジブルーIマグネシウムキレート抽出	分析化学	1978. 3
K. Goto S. Taguchi Y. Fukue H. Watanabe	Colorimetric determination of manganese with 1-(2-pyridylazo)-2-naphthol and a nonionic surfactant	TALANTA	1977.12
室住 正世人 渡辺 寛人 田中 裕晃	ポリオキシエチレンノニルフエニルエーテルを用 いる1-(2-ピリジルアゾ)-2-ナフトール 亜鉛キレートの抽出	日本分析化学会 第26年会(山口)	1977. 10.11
室住 正世人 渡辺 寛人 田中 裕晃	キシリジブルーIとトリトンメー100を用いる マグネシウムの抽出	日本化学会北海道支 部夏季研究発表会 (函館)	1977. 7.30
室住 正世人 渡辺 寛人 山口 信夫	2-(8-キノリルアゾ)-4,5-ジフェニルイミ ダゾールと非イオン性界面活性剤を用いる亜鉛の 吸光度定量	日本分析化学会北海 道支部冬季研究発表 会(札幌)	1978. 2.3
室住 正世人 渡辺 寛人 上田 孝勝 矢部 志昌	ニオキシムを沈殿剤とするニッケルの蛍光X線分 析	日本分析化学会北海 道支部冬季研究発表 会(札幌)	1978. 2.3
安藤 公二 白髭 治八郎 杉田 隆一 福遠 至夫	多孔任切板を有する流通系横型攪拌槽の液混合特 性	化工協会新潟大会	53. 7.27
安藤 公二 五藤 治八郎 杉田 隆一 福遠 至夫	横型攪拌槽の攪拌トルク	化学工学論文集 4, 154 (1978)	
渡辺 治夫	Voidage Function in Particulate Fluid Systems	Powder Technology, 19 (2), 1978, 217-225	53. 3
渡辺 治夫	粉碎費用と動力	粉体と工業, 9 (11) 1977, 45-48	52.11.
渡辺 治夫 富田 和彦	充填濾過における抑留濁質と圧力降下	化学工学協会新潟大 会講演要旨集	52. 7.28

渡辺 治 夫 小幡 英 二	傾斜シックナーの槽内濃度分布の解析	化学工学協会新潟大会講演要旨集	52. 7. 28
渡辺 治 夫 小幡 英 二 遠藤 直 利	異径粒子群の沈降	化学工学協会新潟大会講演要旨集	52. 7. 28
川向 一 夫 高橋 洋 志 柳井 弘 弘	移動層反応装置における総括伝熱係数	化学工学協会第11回秋季大会(東京)	1977. 10. 7

移動層反応装置における総括伝熱係数

移動層反応装置設計に際し必要となる移動層内の伝熱特性を明らかにし、層内温度分布予測の一方法を示すことを目的としている。反応を伴わない場合で壁温を一定とした時の向流および並流接触型移動層内の流体と粒子の温度差を考慮した伝熱機構を明らかにし、その熱収支式を導入し、1次元モデル(半径方向平均温度を用いたモデル)を利用する解法を示した。粒子としてアルミナ球とガラスビーズ、流体として空気を使用している。任意の操作条件における総括伝熱係数は、1次元モデル熱収支式より導入された整理式により推算することができる。この整理式に含まれる定数は、固定層の実験より、あるいは既往の固定層理論より、使用した粒子および流体によって推算する。

柳井 弘 弘	吸着工学要論	共光出版	1977. 8. 5
--------	--------	------	---------------

吸着工学要論

吸着工学の内容を吸着科学、吸着剤および吸着操作の3構成要素から成る学問体系としてとらえ、これらの3要素を相互に連動させながらとりまとめたところに特徴がある。これらの3要素は相互に密接不可分の関係にあるので、一体化して取扱うことが、この学問分野の発展に不可欠であるのにもかかわらず長い間単離された技術体系の中に組込まれていた。わが国の産業界が高度成長から低度成長へ、量より質への転換を余儀なくされるに及び、特に産業公害防除における吸着技術の応用分野が拡大し、吸着操作および吸着剤の種類と内容が複雑かつ多様化するに至り、これをささえる吸着科学を含めて技術的に体系化することにより吸着技術全般を総合的に、とらえることを試み、時代的要請に答えようとしたものである。

柳井 弘 弘 監修, 編著	活性炭再生システムと経済性評価	技研情報センター	1977. 11. 15
------------------	-----------------	----------	-----------------

活性炭再生システムと経済性評価

再生効果のよい粒状活性炭を繰返し再生して長期間にわたって使用する工業的技術体系が確立されるに及び、吸着プロセスは一段と生産性と経済性を高めつつある。本書は、現時点において民間の十数社の第一線で活躍中のパイオニア的技術陣によって研究開発され、ある分野においてすでに実用されつつある活性炭再生システムの実績をその経済的評価とともに集めたものである。活性炭再生の最新技術が、従来の殻をやぶって、このように比較的開放的に公表されたことは、斯界の発展のためによるこぼしいことである。

石丸 幸 造 田中 裕 敏 北村 泰 子 下田 信 男	リチウムの地球化学—ベグマタイトの周縁の花こう岩のリチウム含量	日本化学会第36春季年会	52. 4. 1
--------------------------------------	---------------------------------	--------------	----------

開発工学科

佐藤大	藤干城 矢勉	封圧下における岩石の性質に関する研究(第1報)	開発技報	53. 3
沢田	義男	北海道北湯沢地区における地下温度分布について	日本地質学会第84年 学術大会講演要旨集	52. 4
沢白神 (北海道工 朝)	田義男 幡浩志 谷光彦 神大彦 朝日秀定	北海道中山峠西方地すべり地帯の粘土の鉱物組成と力学的性質	第14回自然災害科学 総合シンポジウム講 演論文集	52. 8
沢朝高	田義男 朝日秀定 高橋保己	粘性土における透水係数と間ゲキ比の関係について	開発技報第20号	53. 3
沢渡下	田義男 辺謙二 下山勇	北海道雨志郡平田内地区の地下温度分布について	開発技報第20号	53. 3
堀津	多三郎 他1名	簡易地中水分計の基礎実験	日本鉱業会秋季大会 講演要旨集	52. 4. 6
堀津	多三郎 他1名	位相差電気探鉱とIP法との測定結果の比較について	物理探鉱技術協会講 演会	52. 5.27
堀津	多三郎 他1名	宮城県青根温泉地区の物理探査について	日本温泉科学会第30 回大会講演会	52. 7. 6
山堀遠	口久之助 津藤多三郎 藤敬	含水粘土の電気比抵抗の一考察	日本鉱業会北海道支 部秋季講演会要旨集	52.11.29
山堀遠	口久之助 津藤多三郎 藤敬	2・3の岩石における電気比抵抗の一考察	開発技報(20号)	
山堀畑	口久之助 津藤多三郎 生浩司	宮城県秋保温泉における電気探査について	開発技報(20号)	
山口	久之助	苫小牧東部の地下水について	地下資源調査報告第 50号	53. 3.31

土木系(土木工学科, 建築工学科)

杉土中	本博之 居史 村作太郎	部分構造分割による長大トラス橋の最適設計に関する研究	土木学会論文報告集 第261号	52. 5
中大	村作太郎 塚岩男	バスラ運河横断道路橋・鉄道橋工事 (第3章執筆)	土木学会第6回土木 技術者のための海外 研修旅行(中近東・ 東南アジア地域)報 告書	52. 8
中松田	村作太郎 岡健一 中功	箱桁の光弾性実験による三次元応力解析	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	53. 2

中村 作太郎 松岡 健一 小林 茂	移動荷重を受ける粘弾性床土の梁の解析	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	53. 2
K. G. Matsuoka S. G. Nomachi	On Dynamic Response around Cylindrical Bore Due to Travelling Partially Distributed Forces	THEORETICAL AND APPLIED MECHANICS, Vol. 25	May, 1977
K. Matsuoka S. Nomachi	Stress Analysis of Multi-layered Elastic Systems Subjected to Asymmetric Surface Shear	Transactions of JSCE, Vol. 7	Oct. 1977
松岡 健一 能 純 齋 藤 紘	液体で満たされた円筒を伝わる曲げ波動の伝播速度 について	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	53. 2
松岡 健一 能 純 三 上 浩	弾性体中にある移動荷重をうける厚肉円筒の応力 解析	土木学会第32回年次 学術講演会講演概要 集第1部	52.10
松岡 健一 能 純 雄	無限弾性体中にある液体で満たされた円筒を伝わる 弾性波について	第27回応用力学連合 講演会講演論文抄録 集	52.11
尾崎 一 志 政 雄 昆 野 茂	鋼繊維補強コンクリートの引張強度試験について	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	53. 2.16
篠崎 一 小 針 士 尾 針 一 志 村 政 雄	プレキャスト床版の継手に関する実験的研究	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	53. 2.16
杉本 博之 土 博 史 中 村 作太郎	部分構造分割による長大トラス橋の最適設計に関 する研究	土木学会論文報告集 第261号	1977. 5
杉 本 博 之	部分構造分割による最適設計について —変位の制約条件を含む場合—	土木学会第32回年次 学術講演会講演概要 集	1977.10
杉 本 博 之	幾何計画法の最適設計への応用について	室蘭工業大学研究報 告第9巻第2号	1977.12
河 野 文 弘	地盤の凍結と凍上	土質工学会 土と基礎, 25巻7号	52. 7
河 野 文 弘 佐々木 晴 美	泥炭性軟弱地盤における盛土基礎処理工法の効果	土質工学会 土と基礎, 25巻12号	52.12
河 野 文 弘 久 保 宏	道路の凍上とその対策	日本機械学会誌第80 巻第709号	52.12
河 野 文 弘	雪国の土木技術者の使命	土木学会誌, 62巻6 号	52. 6
河 野 文 弘	土木と技術協力	施工技術10巻12号	52.12
穂 積 準	凝集性スラリーの圧縮沈降特性に関する研究(I)	水道協会誌(514号)	52. 7
穂 積 準 河 野 芳 宣	凝集性スラリーの圧縮沈降特性に関する研究(II)	水道協会誌(520号)	53. 1

穂積準	生物処理における有機物の初期除去	第2回環境サイエンス北見シンポジウム講演論文集	52. 9
穂積準	生物吸着平衡に関する Katz 式の検討	第32回土木学会年次学術講演会概要集	52.10
河野芳宣 穂積準	薬品沈殿汚泥と活性汚泥の圧縮沈降性状の比較	同上	52.10
穂積公治 渡部公	鉄塩とアルミ塩による水産加工廃水の処理	土木学会北海道支部論文報告集(34号)	53. 2
穂河野芳宣	混合汚泥の沈降濃縮について	同上	53. 2
穂積準	過酸化水素による合成洗剤の除去	同上	53. 2
近藤俊郎 藤野賢二 山谷根鎮男 (研究生)	イタンキ海岸における海浜変形と底質の特性	第14回自然災害科学総合シンポジウム講演論文集	52. 8
近藤俊郎	二重透水壁式防波堤の消波理論	同上	同上
近藤俊郎	人口感潮狭口水路の設計法について	第24回土木学会海岸工学講演論文集	52.11
近藤俊郎	ジュゴン堤の安定性と消波特性に関する実験	室蘭工大土木工学教室河海工学研究室報告	52.12
相馬英敏 (苫小牧高専) 石塚耕一 (同) 近藤俊郎	急勾配不透過性斜面による波の反射に関する実験	土木学会北海道支部論文報告集第34号	53. 2
近藤俊郎 佐藤隆一 (院生) 高橋幹夫 (学生)	透水壁型防波堤における透水壁の水理特性の効果	同上	同上
近藤俊郎	消波の機構—わかっていることとわかっていないこと—	海と港, No. 1	53. 3
近藤俊郎	海岸工学の歩みと土木試験所	土木試験所四十年小史, 北海道開発局土木試験所監修	53. 3
藤間聡	海岸地下水の内部境界面形状解析	第14回自然災害科学総合シンポジウム講演論文集	1977. 8
藤寺俊夫 間島俊夫	地下密度流に関する有限要素法解析	土木学会第32回年次学術講演会講演概要集II-181	1977.10
藤高近 間玉佳育 藤俊郎	消波構造物による波の変形の特性曲線法解析	第24回海岸工学講演会論文集	1977.11

近藤 藤 俣 郎 谷 野 賢 二 佐 藤 賢 二 (院 生)	スリット周辺の波の変形とエネルギー損失作用	土木学会第32回年次 学術講演会概要集 II-22	52. 10
谷 野 賢 二 近 藤 俣 郎 山 根 鎮 男 (研 究 生)	イタンキ海岸の海浜流観測	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	53. 2
新 田 登	ルーズなアスファルト混合物の力学特性	石油学会誌第21巻第 1号	1978. 1
新高 田 登 橋 邦 明	アスファルト混合物の凍結融解作用	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	1978. 2
新小 田 登 野 義 孝	アスファルト混合物のローラ締固めに関する模型 実験	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	1978. 2
新後 田 登 藤 修	アスファルト混合物の空隙依存性について	土木学会第32回年次 学術講演会講演概要 集第5部	1977.10
新高 田 登 橋 邦 明	アスファルト混合物の弾性波速度について	土木学会第32回年次 学術講演会講演概要 集第5部	1977.10
斎 藤 和 夫	冬季積雪時の交通流と交通事故に関する研究	北海道科学研究費に よる一般研究報告	52. 8
斎 藤 和 夫 (共 著)	過疎地域における交通のシビル・ミニマムに関する 研究	同上共同研究報告	52. 8
斎 藤 和 夫 武 田 準 一 石 井 憲 一	道路における事故危険度の評価と予測方法につい て	土木学会第32回年次 学術講演会概要集第 4部	52.10
斎 藤 和 夫 武 田 準 一	道路区間の事故危険度評価における統計的手法の 利用に関する基礎的研究	室蘭工業大学研究報 告(理工編) Vol. 9, No. 2	52.12
石 井 憲 一 斎 藤 和 夫	交通事故発生の時系列変動に関する統計的分析	同 上	52.12
斎 藤 和 夫	交通安全問題解決の方法論と研究の課題に関する 体系的考察	交通工学 Vol. 13, No. 1	53. 1

交通安全問題は複雑なシステムの問題であり、その根本的な解決を図るためには総合的・科学的な立場から体系的に取り組む必要がある。

本論はこの交通安全問題へ体系的にアプローチする方法論を確立することを基本的な目的として、交通事故に関する調査・分析・研究の全体的なフレームワークの設定を試みたものである。その内容は、交通安全問題の基本認識、問題分析の構造、問題解決の方法論、交通安全研究の問題点および今後の研究課題について体系的に考察するとともに交通事故の発生と防止に関する科学的研究の体系を明らかにしている。

斎 藤 和 夫 野 田 順 康 (北 大)	過疎地域設定の問題に関する一考察	土木学会北海道支部 論文報告集第34号	53. 2
斎 藤 和 夫 金 沢 信 彦	室蘭市における生活環境の総合評価について	同 上	53. 2

石井 憲 一 齋藤 和 夫	交通事故発生の時系列変動分析について	同 上	53. 2
齋藤 和 夫 武田 準一郎	事故多発区間の事故分析について	同 上	53. 2
齋藤 和 夫	冬期交通事故に関する2, 3の分析	同 上	53. 2
齋藤 和 夫 (分担研究)	過疎地域における交通システムに関する研究—道南地域の事例研究	文部省科学研究費総合研究(A) 「過疎地域におけるソーシャルユーティリティシステムに関する研究」中間報告書	53. 3
Kiyoto Izumi	Two Experiments on the Perceived Noisiness of Periodically Intermittent Sounds	Noise Control Engineering	Vol. 9, No. 1, 1977.
泉 清 人 佐藤 哲 身	断続音のやかましき評価法に関する検証実験—騒音のやかましきに関する研究(V)—	日本建築学会大会学術講演	52. 10.12
泉 清 人 佐藤 哲 身	断続音のやかましき馴化に関する実験—騒音のやかましきに関する研究(VI)—	同 上	同上
佐藤 哲 身 泉 清 人	繰り返し衝撃音のやかましきに関する実験—騒音のやかましきに関する研究(16)—	日本建築学会北海道支部研究報告集 No. 49	53. 3.25
泉 清 人	各種の騒音評価法の系譜とその手法(分担)	日本建築学会建築音響分科会第12回シンポジウム	53. 3.11
吉 川 健	接地型集合住宅について—1 (広島市鈴ヶ峰団地について)	日本建築学会秋季大会学術講演梗概集	52.10
吉安 義信 川芸 内行 竹内 正文 藤井 紀男 石田 正明	居住環境とコミュニティ・スペース—1 (室蘭市における地域生活属性)	日本建築学会北海道支部研究報告集 No. 49	53. 3
同 上	居住環境とコミュニティ・スペース—2 (室蘭市における居住環境特性)	同 上	同上
同 上	居住環境とコミュニティ・スペース—3 (室蘭市における近隣意識特性)	同 上	同上
同 上	居住環境とコミュニティ・スペース—4 (室蘭市における定住特性分析)	同 上	同上
同 上	居住環境とコミュニティ・スペース—5 (住民の合意形成と地域情報)	同 上	同上
眞加 嶋 二 藤井 正 郎 藤 井 玲 加 藤 紀	住宅事情の「地方性」に関する類型的研究 (その3)都市化の観点よりみた都市類型の設定 (その4)都市化類型における住宅事業の構造的関係・(1)住宅需給構造 (その5)都市化類型における住宅事情の構造的関係・(2)住宅需給関係と居住水準	日本建築学会学術講演梗概集	52.10

眞加	嶋藤	二郎	地方都市における住宅需要者の住みかえと住宅の選好性に関する調査研究—1976. 77札幌圏の場合(その1)調査対象の属性と住みかえ行動(その2)住宅取得経緯と住宅・居住地の選好性	日本建築学会北海道支部研究報告集	53. 3	
荒末	川永	卓悦	鉄筋コンクリート短柱の崩壊防止に関する総合研究(その51: 部材の塑性率と帯筋量の関係について)	日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)	52.10	
荒米	川沢	卓広	鉄筋コンクリート短柱の崩壊防止に関する総合研究(その55: 中央部帯筋の低減について)	同 上	同上	
荒大	川野	卓男	既存鉄筋コンクリート造校舎の耐震性の評価について(学校建築に関する第5小委員会の「耐震診断法」による結果)	同 上	同上	
荒末	川永	卓悦 他4名	動的水平力を受ける既存RC柱の溶接帯板による補強効果(帯板の厚・幅・間隔の影響)	日本建築学会北海道支部研究報告集 No. 49	53. 3	
後柏金松	藤原野原中	知秀時浩哲	以幸見司也	各種粒形の細, 粗骨材混合実績率の推算	日本建築学会北海道支部研究報告集 No. 48	52. 8
後松梅金田相	藤原田野中原	知浩裕時哲秀	以司一見也幸	コンクリート軟度に及ぼす骨材粒形, 粒度の影響	同 上	同上
後藤	知以			骨材の実績率に及ぼす粒子寸法分布型の影響	日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)	52.10
後金松	藤野原	知時浩	以見司	砂, 砂利混合実績率の推算に関する実験的研究	同 上	同上
後松相田寺上	藤原原中内原	知浩秀哲康民	以司幸也夫徳	細骨材率を変えてスランプを等しくしたコンクリートの調査単位量とブリージング	日本建築学会北海道支部研究報告集 No. 49	53. 3
後松相田	藤原原中	知浩秀哲	以司幸也	骨材粒子表面の被膜ペースト厚さによるコンクリートのスランプ表示	同 上	同上
小松	幡川	文守博		有限要素法による長方形独立フーチングの解析について—II	日本建築学会北海道支部研究報告集	52. 8
真小伊	柄幡藤	祥茂	吾守徳	有限要素法による溶接時応力の解析—II	日本建築学会大会学術講演梗概集	52.10
小松	幡川	文守博		有限要素法による長方形独立フーチングの鉛直荷重時応力解析について	同 上	同上

工大	藤 仁 司 築 和 夫	試験体形状の異なる鉄筋コンクリート部材の有限要素法弾塑性解析について(その1)亀裂および耐力性状について	同 上	同上
大工	築 和 夫 藤 仁 司	試験体形状の異なる鉄筋コンクリート部材の有限要素法弾塑性解析について(その2)応力および変形状について	同 上	同上
小	幡 守	最新建築構造力学II—最新建築学シリーズ3—	森北出版	53. 3
小松小	幡 守 川 文 博 川 繁 紀	有限要素法による長方形独立フーチングの解析について—III	日本建築学会北海道支部研究報告集	53. 3
松小	川 文 博 幡 守	正方形独立フーチングの実験値と有限要素法解の比較	同 上	同上
伊大	藤 茂 徳 築 和 夫 幡 守	有限要素法による円筒シェルの解析—I	同 上	同上
大野	築 和 夫 内 忠 宏	有限要素法による鉄筋コンクリート部材の弾塑性解析法の検討—要素剛性および亀裂先端の取り扱いについて—	同 上	同上
坪大	崎 裕 幸 築 和 夫	材軸方向に力学特性が変化するR. C. 部材の有限要素弾塑性解析	同 上	同上

機 械 系 (機械工学科, 産業機械工学科, 二部機械工学科)

内浜坂角稲	藤 正 鄰 田 恒 平 本 裕 一 田 充 晃 川 敬 晃	自動車に関する人間工学的研究II (正常時と飲酒時の運転特性)	室工大研究報告 Vol. 9 No. 2	52.12
内浜梅最山	藤 正 鄰 田 恒 平 田 上 弘 最 根 晃	曲線箱桁の応力測定実験	日本機械学会北海道支部第20回講演会	52. 8.28
内浜星室森	藤 正 鄰 田 恒 平 野 悟 之 谷 元 司 森 正 司	切欠きを有する帯板の引張実験	精機学会北海道支部 52年度講演会	52.10.22
台丸谷内	谷 政 志 内 藤 正 鄰	無限平板における熱弾性波の伝播と減衰	第27回応用力学講演会	52.11.15
台丸谷	谷 政 志	無限円柱における熱弾性波の伝播と減衰	日本機械学会関西支部第53期講演会	53. 3.17
K. OKuda		Experimental Study with Models for the Hydraulic Transport of Solids in Pipes. Part 2	Theoretical and Applied Mechanics, Vol. 25, pp. 471-477	May, 1977
奥山	田 教 海 岸 英 明	円管内における粒体の水力輸送第11報, 管内濃度, 直径比の流動様式に及ぼす影響と粒子の拡散係数について	日本機械学会, 第886 回講演会, 講演論文 集 No. 770-8, pp, 235 -237	1977. 7.11

奥山	田岸	教英	海明	円管内における粒体の水力輸送第12報, 流動様式と付加圧力損失内容の変化について	日本機械学会創立80周年記念北海道支部講演会講演論文集 No. 772-2, pp. 134-136	1977. 8.28	
山奥	岸田	英教	明海	円管内を水力輸送される固体球群の垂直方向の確率密度について(第2報)	同上 No. 772-2, pp. 131-133	1977. 8.28	
山奥	岸田	英教	明海	水力輸送される粗い球群の分散について	第27回応用力学連合講演会, 講演論文抄録集, pp. 73-74.	1977. 11.17	
H. Sugiyama				A Numerical Method for Supersonic Conical Flow without Axial Symmetry	Bulletin of the JSME, Vol. 20, No.144	June 1977	
児杉	玉山	利幸	幸弘	断面収縮型衝撃波管内の流れの実験	日本機械学会北海道支部第20回講演会講演論文集 No. 772-2	52. 8.28	
平杉	川山	恵司	司弘	わん曲ノズル内の遷音速流れの実験	日本機械学会北海道支部第20回講演会講演論文集 No. 772-2	52. 8.28	
C. Muzuno M.Kobiyama Y.Yoshida K. Enoki				The Suction Air Colling Gas Turbine With Vapor Compression Refrigerator (1st Report, General Characteristic Performance)	Bulletin of the JSME	July, 1977	
水吉	野田	忠治	治豊	圧縮式冷凍機による排気タービン過給機付ディーゼル機関の吸気冷却	室蘭工業大学研究報告理工編	52.12	
井上	上野	平悟	治悟	高力ボルトによる摩擦接合部の振動試験について第5報 複数ボルトによるすべりとゆるみの関係	日本機械学会北海道支部第20回講演会	52. 8.28	
斉当				建一	回転振動によるねじのゆるみ(第2報 摩擦トルクの安定性について)	日本機械学会北海道支部第20回講演論文集	1977. 8.28
岸浪	浪	紘機	機	垂直円管外表面への水の凍結現象(第2報) 一非凍結温度水中における先端部二次元凍結について一	第14回日本伝熱シンポジウム講演論文集	52. 6. 2	
平岸	井浪	善紘	雄機	垂直加熱壁に続く非加熱壁上における自然対流の研究	日本機械学会(創立80周年記念)北海道支部 No. 772-2 第20回講演論文集	52. 8.28	
菊池	地池	千博	之雅	電解加工の基礎的研究	日本機械学会北海道支部第20回講演会講演論文集 No.772-1	52. 8.28	
黒沖	河野	久教	男郎	旋削加工用自動プログラミングシステムの試作	精機学会北海道支部学術講演会前刷集	52.10.22	

正田弘光 池田隆志	パラメータ変動に対する極の感度を考慮した極配置法	日本機械学会論文集 第43巻第370号	52. 6
正田弘光	過渡応答特性を考慮した多変数線形追従システムの設計	計測自動制御学会論文集 第13巻第3号	52. 6
H. Hikita T. Ikeda	A New Pole Assignment Method for Low Pole Sensitivity to Parameter Variations	Bulletin of the JSME, Vol. 21, No. 152	Feb. 1978
小林雅晴 (旭川工専) 田頭孝介 中江孝仁 (北大工) 星光一 (旭川工専)	けい素鉄の切削加工集合組織	精密機械 vol. 43, No. 7(1977) p. 826	52. 7
田頭孝介 八木信雄 (室工大学生) 鴨田秀一 (道工試) 橋本達哉 (金材技研)	電子ビーム溶接された球状黒鉛鋳鉄の衝撃試験	精機学会道支部講演 会	52.10.22
小林雅晴 小田頭孝介	けい素鉄単結晶の切削現象 —切削機構の結晶学的解析—	同上	同上
増田正親 (室工大大学院) 田頭孝介	Al 単結晶の成長挙動に関する実験的研究	日本金属学会道支部 秋期講演会	52.11.11
村山正実 塚原登泰 宮本島	ディーゼル機関における NOx 低減に関する研究 —エマルジョン燃料の使用による NOx の低減—	自動車技術会学術講 演会前刷集 No. 771	52. 5
塚原実美 近久武 宮本登正 村山正	ディーゼル機関における補助噴射による NOx 低減に関する研究	日本機械学会第13回 シンポジウム, 内燃 機関の低公害化, 省 エネルギー化および高 出力化 No. 770-9	1977. 8
T. Murayama M. Tsukahara	A Study on the Reduction of NOx of Diesel Engine —by the Use of Lighter Fuel—	Bull. of the JSME Vol. 20, No. 150	1977. 12
T. Murayama M. Tsukahara Y. Morishima N. Miyamoto	Experimental Reduction of NOx, Smoke, and BSFC in a Diesel Engine Using Uniquely Produced Water (0-80%) to Fuel Emulsion	1978 SAE Congress and Exposition paper 780224	1978. 3
村山正実 塚原正	ディーゼル機関における NOx 低減に関する研究 —軽質燃料の使用による NOx の低減— (概要)	日本機械学会論文集 Vol. 43, No. 376	52.12
数 物 系 (一般教育数学, 物理)			
五十嵐敬典	面積空間における共形変換について	日本数学会幾何学総 合研究班フインス ラー研究会 (釧路)	52. 7.30

一般教育生物

- K. Yokota and I. Yamazaki Analysis and Computer Simulation of
Aerobic Oxidation of Reduced Nicotinamide
Adenine Dinucleotide Catalyzed by
Horseradish Peroxidase Biochemistry **16**,
No. 9, 1913–1920,
(1977)

CONTENTS

Science and Engineering

Vol. 9, No. 3

Dec., 1978

Whole No. 28

Gas Plasma Etching of Si and SiO ₂ FilmsStatoshi Koyama, Yoshinori Kajiwara, Shigeru Nomura and Shin-ichi Hara	3 (1) 623
Investigation of Hydrogen Production with an Electrochemical Photocell (II) ...Masayuki Saito, Noriaki Kurita, Junji Nanjo, Shigeru Nomura and Shin-ichi Hara	3 (9) 631
On the Historical Changes of Bridges and the Tendency of Their Progress (4) The Historical Changes on the Aesthetics, the Mechanics and the Disasters of Bridges and Some Problems on the Progress of BridgesSakutaro Nakamura	3 (17) 639
Basic Research on an Application of Geometric Programming to Sequential Unconstrained Minimization TechniqueHiroyuki Sugimoto	3 (47) 669
A Study on Flow Regulation in Upflow Solids Contact Clarifiers by Perforated BafflesHitoshi Hozumi	3 (57) 679
A Study on Setting Properties of Metallic Hydroxide Slurries (I)Hitoshi Hozumi and Yoshinobu Kouno*	3 (71) 693
Experimental Study for a Small Propeller Type of Windmill 1st Report	
Kyokai Okuda, Keitaro Orikasa, Toshihiko Matsuda and Hideaki Yamagishi Combustion Characteristics of Methanol Fueled Carburettor EnginesShigenobu Hayashi and Norihiro Sawa*	3 (85) 707 3 (93) 715
Analysis of Radiative Heat Transfer 1 st Report, In case of compound heat transfer with radiation, convection and internal heat sourceMasayoshi Kobiyama	3 (113) 735
On the Loosening of Threaded FasteningsKen-ichi Saito	3 (135) 757
A Study on Thermal Conductivity and Vapor Diffusion in Frost Layer ...Ikuro Tokura, HaKaru Saito, Koki Kishinami and Kazuo Muramoto	3 (145) 767
Utility and Limit of Liquid Flow Switching DevicesMitsuhsa Yamashita and Yuzuru Kubota	3 (155) 777
Devices for Mathematical RatiocinationYoshio Kinokuniya	3 (163) 785
Several Further Extension CriteriaKazuo Iwata	3 (171) 793
On the Cutting Mechanics of bcc Metal Single CrystalsHidemi Yamamura and Kazuyuki Kikuchi	3 (179) 801

昭和53年11月15日 印刷 (非売品)
昭和53年11月20日 発行

編集兼 室蘭工業大学
発行者

印刷所 協業 高速印刷センター
組合

営業所／札幌市中央区北4条西3丁目
北洋相銀ビル6F
TEL 271-5101 (代)
工場／札幌市西区手稲稲穂472
TEL 682-1325

